

DOI: 10.16285/j.rsm.2017.0046

横肋对螺纹钢树脂锚杆荷载传递的影响

王 伸¹, 李化敏^{1,2}, 李东印^{1,2}, 王 文^{1,2}

(1. 河南理工大学 能源科学与工程学院, 河南 焦作 454000; 2. 河南理工大学 煤炭安全生产河南省协同创新中心, 河南 焦作 454000)

摘 要: 螺纹钢横肋的外形及尺寸显著影响树脂锚杆的锚固能力。为分析横肋对螺纹钢树脂锚杆荷载传递的影响, 将拉拔条件下的螺纹钢树脂锚杆简化为轴对称模型, 基于剪切-位移原理导出了关于剪切位移的二阶周期间断变系数齐次微分方程, 对周期间断变系数进行 Fourier 变换, 基于 MATLAB 求解出横肋影响下螺纹钢树脂锚杆剪切应力分布规律, 并与圆钢锚杆进行对比分析; 采用 ABAQUS 对螺纹钢锚杆受力进行模拟分析, 并与理论分析结果对比验证; 提出横肋应力集中因数 F , 对横肋的影响范围与影响程度进行了分析。研究表明, 螺纹钢锚杆剪切应力沿锚杆轴向呈锯齿状递减分布; 锚杆有效锚固承载区域内横肋应力集中因数 F 范围为[1.875, 2.156]; 300 MPa 拉拔荷载条件下横肋附近剪切应力峰值可达 36 MPa, 预示着锚固系统易从横肋附近损伤破坏。

关 键 词: 横肋; 螺纹钢; 荷载传递; 应力集中; 树脂

中图分类号: TU 457

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2018)08-2805-10

The effect of rib on load transfer of the thread steel resin bolt

WANG Shen¹, LI Hua-min^{1,2}, LI Dong-yin^{1,2}, WANG Wen^{1,2}

(1. School of Energy Science and Engineering, Henan Polytechnic University, Jiaozuo, Henan 454000, China;

2. The Collaborative Innovation Center of Coal Safety Production of Henan Province, Henan Polytechnic University, Jiaozuo, Henan 454000, China)

Abstract: The contour and size of the rib on the thread steel have significant effects on the anchoring strength of resin bolt in the coal mine. To analyse the effects of ribs on load transfer of thread steel bolt, theoretical analysis and numerical simulation methods were used for solving the load distribution of the bolt. By simplifying the mechanical model of the bolt as an axisymmetric model under the pull-out condition, the second-order variable coefficient differential equation has been derived for the shear displacement, in which the variable coefficient function is periodic and discontinuous. Based on MATLAB, this differential equation is solved by Fourier transforming the periodic, discontinuous and variable coefficient function into a continuous function. Thus, the shear stress distribution is obtained and then compares with that of the round steel bolt. Furthermore, a numerical simulation of the bolt has been conducted by ABAQUS to verify the correctness of theoretical solutions. Moreover, based on the results of theoretical analysis and numerical simulation, the rib stress concentration coefficient F is defined to discuss the range and degree influenced by the rib. The results show that the shear stress is a zigzag decreasing distribution along the long axis of the bolt. The rib stress concentration coefficient F is in a range of 1.875 and 2.156 in the effective bearing zone of the bolt. For pull-out force of 300 MPa, the shear stress peak value reaches 36 MPa, which indicates that the initial damage and failure zone commonly occurred near the rib in the anchoring system.

Keywords: rib; thread steel; load transfer; stress concentration; resin

1 引 言

树脂锚杆成为煤巷支护的主要形式^[1]。目前我国煤矿所选用的锚杆杆体类型多为带横肋钢筋, 例如精轧螺纹钢、建筑用螺纹钢、左旋无纵筋螺纹钢

等^[2]。锚固系统中的主要结构元素有: 岩体、岩体节理、树脂、树脂-岩体界面、螺纹钢、螺纹钢-树脂界面等, 这些结构元素的物理力学性能共同影响锚固系统的力学性能。其中, 横肋影响着锚固界面的几何特征^[3], 进而影响着锚杆的力学行为。

收稿日期: 2017-01-11

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (No. 51274086, No. 51604093); 国家自然科学基金面上基金资助项目 (No. 51474096)。

This work was supported by the National Natural Science Foundation of China (51274086, 51604093) and the General Program of National Natural Science Foundation of China (51474096).

第一作者简介: 王伸, 男, 1991 年生, 博士研究生, 主要从事煤矿岩层控制方面的研究工作。E-mail: wangwuhua@126.com

通讯作者: 李化敏, 男, 1957 年生, 博士, 教授, 主要从事矿山压力、巷道支护等方面的研究和教学工作。E-mail: lihuamin2007@163.com

应力集中往往容易发生在材料几何形状突然改变的区域附近^[4]。如图1所示,在轴向拉力作用下,螺纹横肋附近易引起应力集中。若局部锚固界面或锚固剂在应力集中的作用下可能会使锚固界面或树脂内部发生破坏,并在锚固界面或锚固剂内形成裂纹,导致锚固长度退化。

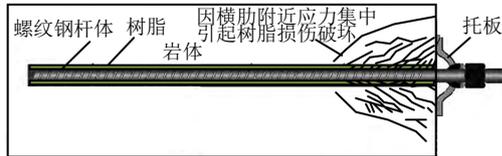


图1 应力集中引起树脂损伤破坏示意图

Fig.1 Resin damage caused by stress concentration

以往在对锚杆荷载传递的分析中,杆体多被简化为圆钢以至于忽略了横肋的作用。尤春安等^[5-6]采用 Kelvin 问题位移边界条件,求解了拉拔状态下的全长锚固下圆钢锚杆的剪切应力与轴向力分布。Benmokran 等^[7]基于剪切滑移模型分析了圆钢锚杆树脂-岩体界面剪切应力分布规律。黄明华等^[8-9]基于拉拔试验的荷载-位移关系对全长黏结式锚杆锚固段的荷载传递机制进行了非线性分析。李怀珍等^[10]基于界面滑移脱黏模型分析了锚杆合理锚固长度。顾世坦等^[11]对分段锚预应力锚杆加固围岩的作用进行了力学分析。

锚杆荷载传递的实验室试验中,多采用电阻应变片^[12]或光纤光栅应变片^[13]监测锚固系统的剪应力。由于横肋宽度较窄,一般小于 2 mm,故难以在实验室内直接测得横肋引起的应力集中现象。室内拉拔试验测得的剪应力分布结果与圆钢模型条件下的剪应力分布趋势较为一致,难以反映横肋的传力作用。

诸多研究表明,横肋荷载传递的作用不可忽略。林健等^[14-16]对拉拔条件下左旋螺纹钢锚杆的受力分布进行分析,认为横肋的确易在其附近区域引起应力集中,拉拔力随横肋高与横肋间距增大而增加。康红普^[17-18]、林健等^[19]认为,锚杆外形对锚杆安装阻力及锚固强度有重要影响。Li 等^[20]通过改进锚固界面的剪应力模型 (ISS 模型) 对拉拔条件下的锚固界面剪切应力分布进行分析,发现剪切应力沿锚杆轴向呈现锯齿状分布,证明了横肋影响着整根锚杆的荷载分布。文献^[21-22]的研究发现,随着横肋间距不断减小,锚杆的锚固强度逐渐降低; Blumel^[23]的研究同样证实了此观点。Fabjanczyk 等^[24]通过室内拉拔试验对锚杆荷载传递机制进行分析,研究发

现,锚杆剪切刚度随横肋高度减小而降低,并认为锚杆的应力分布是树脂材料参数、杆体几何形状的函数。上述研究认为,横肋在锚杆荷载传递中具有重要影响作用,但没有分析螺纹钢锚杆的剪应力理论分布形式以及横肋的传力机制。

此外,横肋对锚杆的破坏形式也有重要影响。尤春安等^[25]提出,锚固力的大小取决于锚固段的失效形式,认为锚固失效的 4 种形式为杆体断裂、杆体与黏结剂界面脱黏、岩土体与黏结剂界面脱黏、岩土体破坏。几种破坏类型与材料强度、界面强度等因素有关;但并未研究横肋对破坏形式的影响,以及未能进一步分析几种破坏形式的内在联系。李东印等^[26]基于扩展有限元分析了不同横肋尺寸对锚固破坏形式的影响,研究发现,在中硬岩中锚杆破坏形态主要有两大类,一类是沿岩体-树脂界面脱黏破坏,另一类是自横肋下缘向岩体-树脂界面开裂破坏;横肋参数对拉拔强度及破坏形式有显著影响,但未进一步分析松软破碎围岩中横肋所引起的破坏形式,以及未分析锚固破坏后横肋在荷载传递中发挥的作用。Cao 等^[27]分析了锚杆外形在锚固系统中的作用,假定锚固破坏面从横肋外缘沿锚杆轴向扩展,基于摩尔-库仑准则分析了横肋参数与锚固失效的关系;但在我国的煤矿,上述 4 种锚固失效形式都是普遍存在的,单一假定破坏面扩展位置难以分析螺纹钢锚杆的破坏时空演化规律。文献^[19]研究了横肋面角、横肋数量对拉拔试验下的全长水泥砂浆锚杆的抗拉拔强度的影响;研究表明,①横肋面角角度越大,杆体与水泥浆的咬合作用越强,拉拔强度越大。②横肋数量适当增加引起锚杆拉拔强度增大,且发生相同位移所需的拉拔荷载大幅增加;但横肋数量并不是越多拉拔强度越大,当横肋数量无限多时等效为圆钢锚杆,只是锚杆直径增大,这时反而拉拔强度降低; Aziz 等^[28]的研究同样反映了此结果。

综上所述,横肋对锚杆的荷载传递及破坏演化机制有重要影响。本文对横肋影响下的螺纹钢锚杆荷载传递规律进行理论分析,提出螺纹钢锚杆应力分布的理论计算方法,并进一步分析横肋在荷载传递中的重要作用。

2 横肋影响下螺纹钢锚杆的力学解析

2.1 螺纹钢锚杆的轴对称模型

如图 2 所示,螺纹钢横肋的主要几何参数有螺纹上升角 α 、横肋间距 L 、横肋高 h 、横肋宽 a 、横肋面角 θ 等。当杆体承受轴向荷载时,横肋对树脂

会产生拉伸与剪切作用，荷载传递机制复杂。锚固体中的界面主要有树脂-岩体界面、树脂-杆体界面，两界面的形状与强度影响整根锚杆的荷载传递。

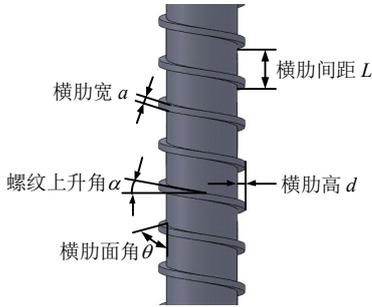


图 2 螺纹钢横肋参数示意

Fig.2 The parameter schematic of thread steel bolt rib

为了重点研究横肋的荷载传递作用，对螺纹钢锚杆的力学模型做适当简化。因螺纹上升角 α 一般较小，在暂不考虑螺纹上升角 α 的条件下轴向受力的螺纹钢锚杆几何形状、材料分布以及空间受力皆绕杆体中轴线呈中心对称分布，可将三维受力模型简化为轴对称模型，如图 2 所示。轴对称模型中任意一点的应力仅为 r 的函数，与角度 θ 无关，剪应力 $\tau_{r\theta} = 0$ 。

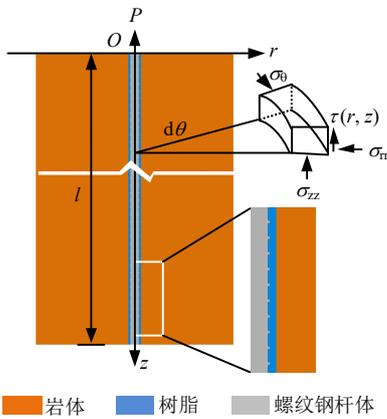


图 3 螺纹钢锚杆受力的轴对称模型

Fig.3 Axial-symmetrical model of thread steel bolt

$$E(z) = \begin{cases} \frac{\pi r_0^2 E_1 + \pi(r_1^2 - r_0^2) E_2}{\pi r_1^2}, & \text{当 } kL \leq z < kL + L_A; \\ \frac{\pi(z - L_A - kL)^2 \tan^2 \theta E_1 + \pi[r_1^2 - (z - L_A - kL)^2 \tan^2 \theta] E_2}{\pi r_1^2}, & \text{当 } kL + L_A \leq z < kL + L_B; \\ E_1, & \text{当 } kL + L_B \leq z < kL + L_C; \\ \frac{\pi(z - L_B - kL)^2 \tan^2 \theta E_1 + \pi[r_1^2 - (z - L_B - kL)^2 \tan^2 \theta] E_2}{\pi r_1^2}, & \text{当 } kL + L_C \leq z < (k+1)L \end{cases} \quad (3)$$

式中： L 为横肋间距； k 为自然数， $k = 0, 1, 2, \dots$ 。同理， $r = r_1$ 线上的剪切模量 $G(z)$ 也呈现周期

2.2 弹性模量与剪切模量分布函数

因横肋等间距分布，螺纹钢锚杆材料沿 z 方向呈周期分布。如图 4 所示，取出第 k 个周期，按材料属性将树脂-螺纹钢复合段称为 A 段，螺纹钢横肋段称为 C 段， C 段上方与 A 段下方的材料渐变段分别称为 B 段与 D 段。

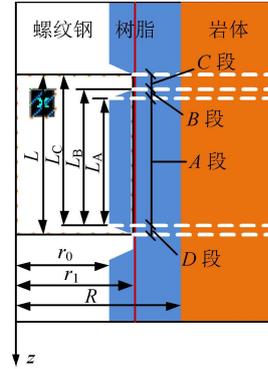


图 4 螺纹钢锚杆材料周期性分布示意

Fig.4 Periodic distribution of bolt materials

对于整根锚杆， $r < r_1$ 范围内的复合弹性模量沿 z 方向呈周期性分布。根据复合材料力学，位于 A 段内的锚杆段的复合弹性模量 E_M 的大小为^[29]

$$\left. \begin{aligned} E_M &= \frac{S_1 E_1 + S_2 E_2}{S_1 + S_2} \\ S_1 &= \pi r_0^2 \\ S_2 &= \pi(r_1^2 - r_0^2) \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中： S_1 、 S_2 分别为 A 段内任一处螺纹钢杆体的横截面积、 r_0 至 r_1 之间的树脂环面积； E_1 、 E_2 分别为螺纹钢弹性模量、树脂弹性模量。

位于 C 段内的弹性模量等于螺纹钢的弹性模量，即

$$E_N = E_1 \quad (2)$$

则以锚杆受力端为原点，则弹性模量 $E(z)$ 沿 Oz 方向的分布（如图 5 所示）为

变化（如图 6 所示），在 D 、 A 、 B 段内等于树脂的剪切模量，在 C 段为树脂-杆体界面剪切模量。即

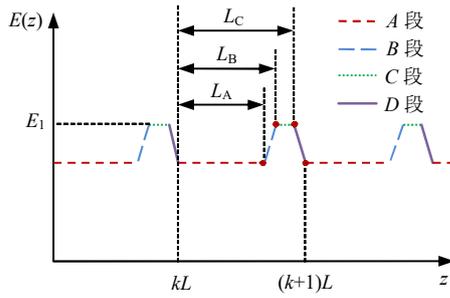


图5 弹性模量 $E(z)$ 分布函数
Fig.5 Function of elasticity modulus $E(z)$

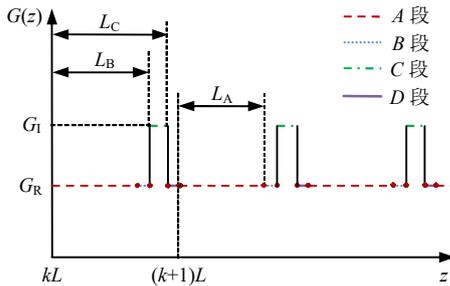


图6 剪切模量 $G(z)$ 沿 z 方向分布函数
Fig.6 Function of shear modulus $G(z)$

$$G(z) = \begin{cases} G_1, & \text{当 } kL + L_B \leq z < kL + L_C; \\ G_R, & \text{当 } kL + L_C \leq z < (k+1)L + L_B \end{cases} \quad (4)$$

2.3 横肋影响下的荷载传递力学模型

将锚固段 $r < r_1$ 范围内的树脂、杆体复合材料视为研究对象，取 $r < r_1$ 范围内、长为 dz 的微元体进行受力分析，如图7所示。微元体沿 z 方向的受力平衡方程为

$$\pi r_1^2 d\bar{\sigma}(z) = 2\pi r_1 \tau_r(z) dz \quad (5)$$

式中： r_1 为螺纹钢杆体横肋处半径； $d\bar{\sigma}(z)$ 为微元体轴向应力差值； $\tau_r(z)$ 为 r_1 处圆环的剪切应力； dz 为微元体 z 方向长度。

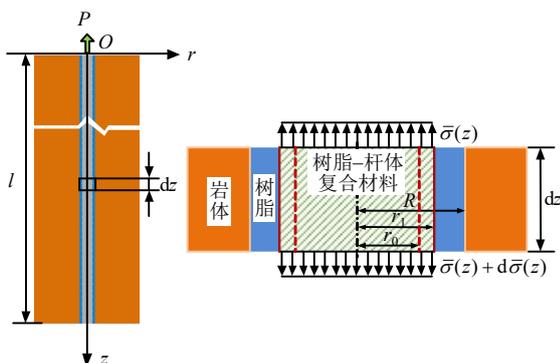


图7 锚杆锚固单元受力示意
Fig.7 The schematic of force analysis of bolt anchor unit

根据胡克定律，有

$$\bar{\sigma}(z) = E(z) \frac{dw_r(z)}{dz} \quad (6)$$

联立式(5)与式(6)可得

$$\frac{d^2 w_r(z)}{dz^2} = \frac{2\tau_r(z)}{E(z)r_1} \quad (7)$$

根据剪切位移原理^[28]，锚固系统的荷载-位移函数为

$$w_z(r) = \begin{cases} \frac{\tau_r(z)r_1}{G_r(z)} \ln \frac{r_m}{r}, & \text{当 } r_1 \leq r \leq r_m \\ 0, & \text{当 } r > r_m \end{cases} \quad (8)$$

式中： $w_z(r)$ 为距 z 轴水平距离为 r 处的岩体或树脂的剪切位移； $G_r(z)$ 为距 z 轴 r 处的剪切模量； r_m 为周围岩体变形可以忽略的最大半径，对于土体一般采用 $r_m = 2.5l(1 - \mu_s)$ 计算^[30]， μ_s 为锚杆周边岩体泊松比；若被锚固岩体为硬岩，则可以变形量为 $0.05 w_z(r_1)$ 处为 r_m ，根据文献^[31]的数值模拟结果 r_m 可取为 0.1 m 左右。

当 $r = r_1$ 时，有

$$w_z(r_1) = \frac{\tau_r(z)r_1}{G(z)} \ln \frac{r_m}{r_1} \quad (9)$$

$w_z(r_1) = w_r(z)$ ，联立式(8)与式(9)得

$$\frac{d^2 w_r(z)}{dz^2} - \frac{2}{r_1^2 \ln \frac{r_m}{r_1}} \frac{G(z)}{E(z)} w_r(z) = 0 \quad (10)$$

此微分方程为变系数二阶齐次微分方程，且变系数项中含 $G(z)$ ， $G(z)$ 为间断周期函数（见图6），使得此微分方程难以求出解析解；因此，需要对间断函数进行 Fourier 变换使其转化为连续函数，才能使式(10)方便求解。

2.4 $E(z)$ 、 $G(z)$ 的 Fourier 变换

当横肋面角角度接近 90° 时，弹性模量 $E(z)$ 可简化为方波周期函数，即忽略 B 、 D 两材料渐变段的影响。式(3)简化为

$$E(z) = \begin{cases} E_M = \frac{\pi r_0^2 E_1 + \pi(r_1^2 - r_0^2) E_2}{\pi r_1^2}, & \\ \text{当 } kL + L_C \leq z < (k+1)L + L_B; \\ E_N = E_1, & \text{当 } kL + L_B \leq z < kL + L_C \end{cases} \quad (11)$$

$E(z)$ 、 $G(z)$ 都为方波周期函数，故采用 Fourier 级数将其展开，使其转变为连续函数。方波周期函

数的 Fourier 展开形式^[32]为

$$\left. \begin{aligned} f(z) &= a_0 + \sum_{n=1}^{\infty} \left(a_n \cos \frac{2\pi n}{L} z + b_n \sin \frac{2\pi n}{L} z \right) \\ a_0 &= \frac{1}{L} \int_{L+L_B}^{2L+L_B} f(z) dz \\ a_n &= \frac{2}{L} \int_{L+L_B}^{2L+L_B} f(z) \cos \frac{2\pi n}{L} z dz \\ b_n &= \frac{2}{L} \int_{L+L_B}^{2L+L_B} f(z) \sin \frac{2\pi n}{L} z dz \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

求 $G(z)$ 的 Fourier 级数系数。根据式 (12) 可得

$$a_0 = \frac{1}{L} \int_{L+L_B}^{2L+L_B} f(z) dz = \frac{1}{L} \int_{L+L_B}^{L+L_C} G_I dz + \frac{1}{L} \int_{L+L_C}^{2L+L_B} G_R dz = \frac{(L_C - L_B)G_I + (L + L_B - L_C)G_R}{L} \quad (13)$$

$$\begin{aligned} a_n &= \frac{2}{L} \int_{L+L_B}^{2L+L_B} f(z) \cos \frac{2\pi n}{L} z dz = \\ &= \frac{2}{L} \int_{L+L_B}^{L+L_C} G_I \cos \frac{2\pi n}{L} z dz + \frac{2}{L} \int_{L+L_C}^{2L+L_B} G_R \cos \frac{2\pi n}{L} z dz = \\ &= \frac{G_I}{\pi n} \sin \frac{2\pi n}{L} z \Big|_{L_B}^{L_C} + \frac{G_R}{\pi n} \sin \frac{2\pi n}{L} z \Big|_{L_C}^{L+L_B} \end{aligned} \quad (14)$$

$$\begin{aligned} b_n &= \frac{2}{L} \int_{L+L_B}^{2L+L_B} f(z) \sin \frac{2\pi n}{L} z dz = \\ &= \frac{2}{L} \int_{L+L_B}^{L+L_C} G_I \sin \frac{2\pi n}{L} z dz + \frac{2}{L} \int_{L+L_C}^{2L+L_B} G_R \sin \frac{2\pi n}{L} z dz = \\ &= -\frac{G_I}{\pi n} \cos \frac{2\pi n}{L} z \Big|_{L_B}^{L_C} - \frac{G_R}{\pi n} \cos \frac{2\pi n}{L} z \Big|_{L_C}^{L+L_B} \end{aligned} \quad (15)$$

同理，可采用相同方法求出 $E(z)$ 的 Fourier 级数系数。将式 (13) ~ (15) 中的 G_I 、 G_R 分别换为 E_M 、 E_N 即可。

采用有限元数值模拟求取树脂-杆体界面剪切模量。建立如图 8(a) 所示的平面应变模型，模型中心线左侧为树脂材料 ($E_2 = 2.6 \text{ GPa}$, $\mu_R = 0.3$)，右侧为钢材 ($E_1 = 210 \text{ GPa}$, $\mu_F = 0.3$)。钢材右边界固定约束，在树脂材料下边界施加 3 MPa 的向上推力以使得树脂-钢材界面发生近似纯剪切变形。计算平衡后，将界面左右的路径 a 、 b (如图 8(b) 所示) 的剪应力 S_{12} 与剪应变 LE_{12} 进行叠加，即得到界面剪切应力与剪切位移的存储矩阵：

$$\left. \begin{aligned} S_{\text{interface}} &= S_{y=y_i}(a) + S_{y=y_i}(b) \\ LE_{\text{interface}} &= LE_{y=y_i}(a) + LE_{y=y_i}(b) \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

式中： $S_{\text{interface}}$ 、 $LE_{\text{interface}}$ 分别为树脂-钢界面的剪切应力、剪应变； $S_{y=y_i}(a)$ 、 $S_{y=y_i}(b)$ 分别为图 8 中路径 a 、 b 在 $y = y_i$ 的节点处剪应力； $LE_{y=y_i}(a)$ 、

$LE_{y=y_i}(b)$ 分别为图 8 中路径 a 、 b 在 $y = y_i$ 的节点处剪应变。

由于模拟试验为近似纯剪切试验，则界面剪切模量矩阵 G_I 可采用如下计算：

$$G_I = \frac{S_{\text{interface}}}{LE_{\text{interface}}} \quad (17)$$

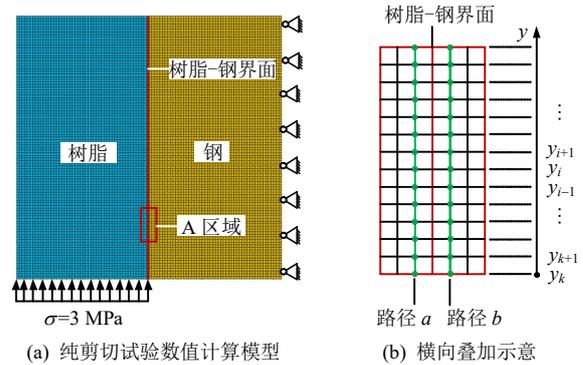


图 8 树脂-钢界面纯剪切试验数值计算模型
Fig.8 Numerical simulation model of shear test at resin-steel interface

在 ABAQUS 中编写后处理程序，绘制 G_I 曲线如图 9 所示。忽略边界效应影响，由图可知，树脂-杆体界面的剪切模量 G_I 约为 2 GPa。根据树脂弹性模量 E_2 由弹性力学易得树脂剪切模量 G_R 为 1 GPa。

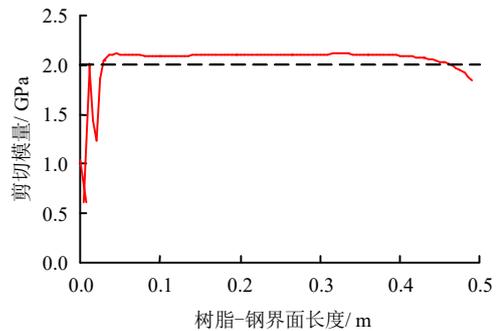


图 9 树脂-钢界面剪切模量计算结果
Fig.9 Shear modulus of resin-steel interface calculated by ABAQUS

给定如表 1 中的螺纹钢锚杆几何与力学参数，根据式 (13) ~ (15) 可计算得 $E(z)$ 、 $G(z)$ 方波函数的傅里叶级数系数，系数结果列于表 2。用傅里叶级数的前 20 项近似代替 $E(z)$ 、 $G(z)$ 方波函数，使得 $E(z)$ 、 $G(z)$ 转化为连续函数，两函数的傅里叶级数近似曲线如图 10 所示。

2.5 剪切应力分布求解

若在锚杆端部施加 100 MPa 的轴向拉拔荷载，

即 $\bar{\sigma}(0) = 100 \text{ MPa}$ ，代入式 (6) 计算得 $\frac{dw_{r_1}(0)}{dz} = 6.25 \times 10^{-4}$ ，则边界条件为： $w'_{r_1}(0) = 6.25 \times 10^{-4}$ ， $w_{r_1}(2) = 0$ 。将 $E(z)$ 、 $G(z)$ 的傅里叶前 20 项展开式代入变系数二阶齐次微分方程式 (10)，利用 MATLAB 中 `bvp4c` 求解器求解此边值型变系数微分方程。

将解出的 $w_{r_1}(z)$ 结果代入式 (9)，可得螺纹钢锚杆 r_1 处的剪切应力分布曲线。根据式 (10)，将公称直径相同的圆钢锚杆参数代入，可得圆钢锚杆的剪切位移分布，再将其代入式 (9) 可得圆钢锚杆的剪切应力分布，如图 11 所示。螺纹钢锚杆剪切应力呈现锯齿状分布，在横肋附近出现应力集中；圆钢锚杆剪切应力呈逐渐衰减分布，相同长度处的螺纹钢锚杆的剪切应力普遍高于圆钢。

表 1 螺纹钢锚杆几何与力学参数

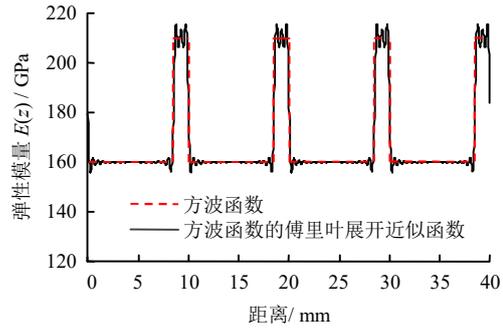
Table 1 Mechanics parameters of thread steel bolt

部件	弹性模量 / GPa	泊松比	几何特征	几何特征尺寸
螺纹钢杆体	210.0	0.30	杆体长度	1 m
			杆体直径	20 mm
			横肋高	1.5 mm
			横肋宽	1.5 mm
			横肋面角	75°
			横肋间距	10 mm
树脂	2.6	0.30	树脂环厚	4 mm
岩体	15.0	0.26		

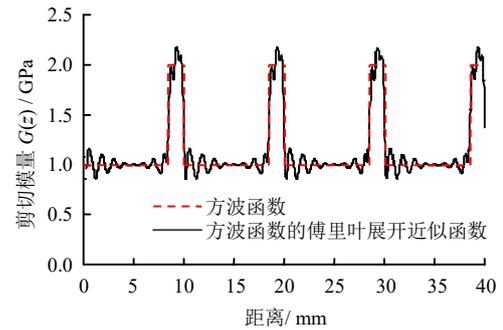
表 2 $E(z)$ 、 $G(z)$ 方波函数的傅里叶级数系数

Table 2 The Fourier series coefficients of $E(z)$ and $G(z)$

i	$E(z) / \text{GPa}$		$G(z) / \text{GPa}$	
	a_i	b_i	a_i	b_i
0	167.500 0		1.150 0	
1	12.694 7	-6.598 5	0.256 1	-0.132 00
2	7.345 6	-10.462 4	0.149 1	-0.209 30
3	1.386 1	-10.368 1	0.030 0	-0.207 40
4	-2.587 7	-7.174 6	-0.049 5	-0.143 50
5	-3.397 4	-3.139 9	-0.065 7	-0.062 80
6	-1.737 9	-0.479 8	-0.032 5	-0.009 60
7	0.530 8	-0.122 7	0.012 8	-0.002 50
8	1.692 9	-1.413 8	0.036 1	-0.028 30
9	1.192 6	-2.840 8	0.026 1	-0.056 80
10	-0.256 1	-3.180 7	-0.002 9	-0.063 70
11	-1.408 9	-2.259 5	-0.025 9	-0.045 20
12	-1.461 0	-0.872 1	-0.027 0	-0.017 50
13	-0.550 3	-0.042 9	-0.008 8	-0.000 90
14	0.490 0	-0.238 5	0.012 0	-0.000 48
15	0.847 7	-1.099 6	0.019 2	-0.022 00
16	0.336 6	-1.819 5	0.009 0	-0.036 40
17	-0.543 1	-1.807 5	-0.008 6	-0.036 20
18	-1.066 6	-1.110 6	-0.019 1	-0.022 30
19	-0.864 7	-0.304 8	-0.015 1	-0.006 20
20	-0.169 8	0.005 6	-0.001 2	0.000 04



(a) 弹性模量 $E(z)$



(b) 剪切模量 $G(z)$

图 10 $E(z)$ 、 $G(z)$ 方波函数的傅里叶展开近似函数曲线
Fig.10 The Fourier expansion approximation function curves of $E(z)$ and $G(z)$

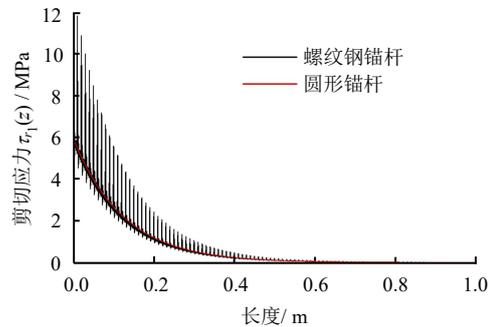


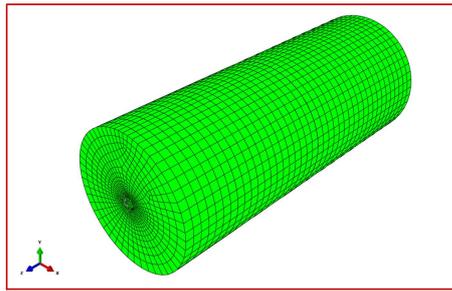
图 11 螺纹钢锚杆与圆钢锚杆 $\tau_{r_1}(z)$ 分布对比
Fig.11 Comparison of $\tau_{r_1}(z)$ between thread steel bolt and rod bolt

3 螺纹钢锚杆荷载传递的有限元模拟验证

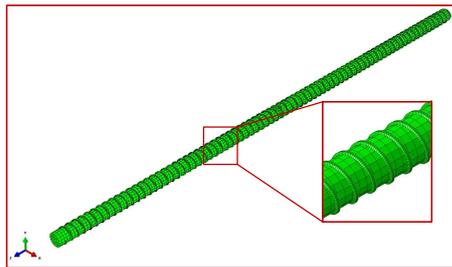
为保证试验的荷载、模型几何特征尺寸、材料的力学参数与理论计算相同 (见表 1)，采用通用有限元数值模拟软件 ABAQUS 对螺纹钢锚杆进行同样的拉拔试验。三维模型如图 12 所示，岩体表面采用固定约束；共划分 162 540 个 C3D8 六面体单元，对螺纹钢杆体与树脂进行网格细分，以保证求解精度。

图 13 为 100 MPa 拉拔荷载条件下 $r = r_1$ 处剪切应力沿杆体轴向分布曲线。与图 11 的剪切应力分布趋势基本一致，验证了本文的理论计算结果精度较

高。



(a) 锚杆拉拔数值模型



(b) 螺纹钢锚杆数值模型

图 12 三维螺纹钢拉拔试验数值计算模型
Fig.12 3D numerical simulation model of thread steel bolt

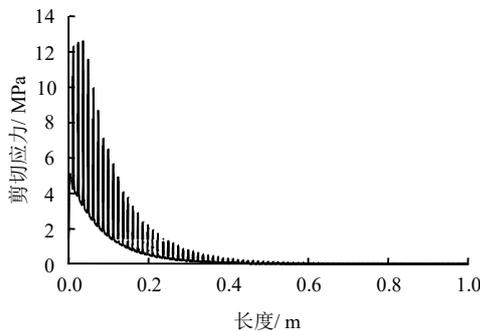


图 13 剪应力分布的数值计算结果
Fig.13 Numerical simulation result of shear stress distribution

4 分析与讨论

4.1 横肋应力集中因数

为便于分析横肋对锚杆剪切应力分布的影响，定义横肋应力集中因数。约定：第 i 个横肋附近极大剪切应力 $\tau_{i\max}$ 与公称直径相同的圆钢锚杆同 z 值处剪切应力 $\tau_{z(i)}$ 的比值为横肋应力集中因数 F ，即

$$F = \tau_{i\max} / \tau_{z(i)} \quad (18)$$

F 沿 z 轴分布曲线如图 14 所示， F 沿锚杆轴向呈逐渐衰减。由图 11 知在约 0.5 m 处剪切应力衰减为 0，0~0.5 m 范围内为有效锚固承载区域，此区域内横肋附近应力集中较为显著 ($1.875 < F < 2.156$)。

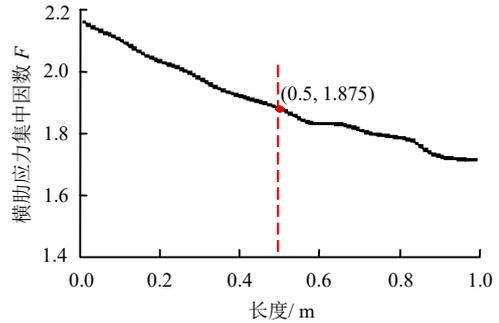


图 14 横肋应力集中因数分布规律
Fig.14 Rib stress concentration coefficient distribution along the bolt axial direction

4.2 螺纹钢锚杆破坏分析

为便于分析拉拔力与剪应力之间的关系，定义锚杆拉拔荷载 P (MPa) 与 $r = r_1$ 面上剪切应力最大值 τ_{\max} (MPa) 比值为锚杆拉剪比 k 。即

$$k = P / \tau_{\max} \quad (19)$$

锚杆拉拔荷载 P 与 $r = r_1$ 面上剪切应力最大值 τ_{\max} 的关系如图 15 所示。由图可知， τ_{\max} 随 P 呈线性增长， $k = 8.333$ 。300 MPa 拉拔荷载条件下 τ_{\max} 可达 36 MPa；而树脂的抗拉强度一般为 12 MPa，剪切强度为 35 MPa。预示着螺纹钢树脂锚杆锚固系统初始损伤破坏易从横肋附近开始。

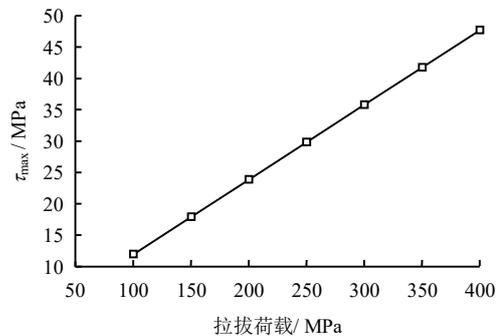


图 15 锚杆拉拔荷载 P 与 $r=r_1$ 面 τ_{\max} 的关系
Fig.15 Relationship between pull-out load P and τ_{\max}

矿用预应力螺纹钢树脂锚杆的安装时间应紧随临时支护，具体的安装过程为：①敷设金属网并联结各金属网片，安装钢带或钢梁，安设临时支护构件；②对巷道顶板钻预应力锚杆钻孔，并依次将速凝与慢凝树脂药卷导入钻孔，采用锚杆钻机安装锚杆并在规定时间内搅拌树脂，等待速凝树脂凝固后，拧紧螺母对锚杆施加预应力。我国煤矿中锚杆预应力一般为杆体屈服载荷的 30%~50%^[33]，不同材质的螺纹钢锚杆的预应力值以及相对应的树脂 τ_{\max} 如

表 3 所示。锚杆施工期间树脂尚未完全固化,尚存在一定的流变松弛能力;根据表 3,施加杆体屈服载荷的 50%预应力所对应的 τ_{\max} 不易引起树脂在横肋处发生剪切破坏。后期围岩变形可导致杆体内拉应力增加、横肋附近剪应力增大,从而引起锚固系统破坏。

表 3 $\phi 20$ mm 不同材质锚杆施加预应力后的 τ_{\max} 值
Table 3 τ_{\max} of different type bolts ($\phi 20$ mm)

牌号	屈服强度 / MPa	预应力 / MPa	τ_{\max} / MPa
Q235	240	72.0~120.0	8.64~14.40
BHRB335	335	100.5~167.5	12.06~20.10
BHRB400	400	120.0~200.0	14.40~24.00
BHRB500	500	150.0~250.0	18.00~30.00
BHRB600	600	180.0~300.0	21.60~36.00

若横肋附近树脂出现损伤破坏,则以摩擦阻力向围岩传递荷载;未出现破坏的横肋仍可以黏聚力传递荷载。本文由于篇幅未能对后期破坏演化过程进行分析,分析螺纹钢锚杆的破坏演化过程,以及研究横肋在破坏演化过程的力学行为是下一步研究的重点。

5 结 论

(1) 螺纹钢锚杆剪切应力呈现锯齿状分布,在横肋附近出现应力集中;圆钢锚杆的剪切应力呈逐渐衰减分布,相同长度处的螺纹钢锚杆的剪切应力普遍高于圆钢。

(2) 定义了横肋应力集中因数 F 。 F 沿锚杆轴向呈逐渐衰减;100 MPa 拉拔荷载条件下 0~0.5 m 范围内为有效锚固承载区域,此区域内横肋附近应力集中较为显著 ($1.875 < F < 2.156$)。

(3) 定义了锚杆拉剪比 k 。弹性状态下 k 为定值约为 8.389。300 MPa 拉拔荷载条件下 τ_{\max} 可达 36 MPa,而树脂的剪切强度为 35 MPa。预示着螺纹钢树脂锚杆锚固系统初始损伤破坏易从横肋附近开始。

参 考 文 献

[1] 康红普,王金华,林健. 煤矿巷道支护技术的研究与应用[J]. 煤炭学报,2010,35(11):1809-1814.
KANG Hong-pu, WANG Jin-hua, LIN Jian. Study and applications of roadway support techniques for coal mines[J]. *Journal of China Coal Society*, 2010, 35(11): 1809-1814.

[2] 任硕. 树脂锚固左旋无纵筋螺纹钢锚杆外形优化研究[D]. 北京:煤炭科学研究总院,2014.
REN Shuo. Study on the contour of left-hand twist threaded steel bars without longitudinal rib for rock-bolts anchored by resin[D]. Beijing: China Coal Research Institute, 2014.

[3] GHADIMI MOSTAFA, SHAHRIAR KOROSH, JALALIFAR HOSSEIN. Optimization of the fully grouted rock bolts for load transfer enhancement[J]. *International Journal of Mining Science and Technology*, 2015, 25(5): 707-712.

[4] 董志航,廖志忠. 理论应力集中系数的有限元求法[J]. 航空兵器,2005,(3):15-18.
DONG Zhi-hang, LIAO Zhi-zhong. Theoretical stress concentration factor with FEA[J]. *Aero Weaponry*, 2005, (3): 15-18.

[5] 尤春安,战玉宝. 预应力锚索锚固段的应力分布规律及分析[J]. 岩石力学与工程学报,2005,24(6):925-928.
YOU Chun-an, ZHAN Yu-bao. Distributing characters and analysis of stresses in prestressed cables[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2005, 24(6): 925-928.

[6] 尤春安. 全长黏结式锚杆的受力分析[J]. 岩石力学与工程学报,2000,19(3):339-341.
YOU Chun-an. Mechanical analysis on wholly grouted anchor[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2000, 19(3): 339-341.

[7] BENMOKRANE B, CHENNOUF A, MITRI H S. Laboratory evaluation of cement-based grouts and grouted rock anchors[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics*, 1995, 32(7): 633-642.

[8] 黄明华,周智,欧进萍. 拉力型锚杆锚固段拉拔受力的非线性全历程分析[J]. 岩石力学与工程学报,2014,33(11):2190-2199.
HUANG Ming-hua, ZHOU Zhi, OU Jin-ping. Nonlinear full-range analysis of load transfer in fixed segment of tensile anchors[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2014, 33(11): 2190-2199.

[9] 黄明华,周智,欧进萍. 全长勃结式锚杆锚固段荷载传递机制非线性分析[J]. 岩石力学与工程学报,2014,33(增刊2):3992-3997.
HUANG Ming-hua, ZHOU Zhi, OU Jin-ping. Nonlinear analysis on load transfer mechanism of wholly grouted anchor rod along anchoring section[J]. *Chinese Journal*

- of **Rock Mechanics and Engineering**, 2014, 33(Supp.2): 3992—3997.
- [10] 李怀珍, 李学华. 基于界面滑移脱黏的锚杆合理锚固长度研究[J]. 岩土力学, 2017, 38(11): 3106—3112.
LI Huai-zhen, LI Xue-hua. Determination of rational anchorage length of bolt based on slip-debonding failure mode of interface[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2017, 38(11): 3106—3112.
- [11] 顾士坦, 胡成成, 戴华宾, 等. 分段锚预应力锚杆加固围岩力学分析[J]. 岩土力学, 2017, 38(10): 2826—2832.
GU Shi-tan, HU Cheng-cheng, DAI Hua-bin, et al. Mechanical analysis of surrounding rock reinforced by prestressed bolt with subsection anchor[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2017, 38(10): 2826—2832.
- [12] 李海洋. 不同锚固长度下锚杆锚固特性研究[D]. 焦作: 河南理工大学, 2015.
LI Hai-yang. Study on anchorage properties of different anchorage length[D]. Jiaozuo: Henan Polytechnic University, 2015.
- [13] 柴敬, 赵文华, 李毅, 等. 光纤光栅检测的锚杆拉拔实验研究[J]. 中国矿业大学学报, 2012, 41(5): 719—724.
CHAI Jing, ZHAO Wen-hua, LI Yi, et al. Pull out tests of fiber Bragg grating sensor fitted bolts[J]. **Journal of China University of Mining & Technology**, 2012, 41(5): 719—724.
- [14] 林健, 康红普. 螺纹钢树脂锚杆的研究现状与趋势[J]. 煤矿开采, 2009, 14(4): 1—4.
LIN Jian, KANG Hong-pu. Research status and tendency of thread steel resin anchored bolt[J]. **Coal Mining Technology**, 2009, 14(4): 1—4.
- [15] 林健, 任硕, 杨景贺. 树脂全长锚固锚杆外形尺寸优化实验室研究[J]. 煤炭学报, 2014, 39(6): 1009—1015.
LIN Jian, REN Shuo, YANG Jing-he. Laboratory research of resin full-length anchoring bolts dimension optimization[J]. **Journal of China Coal Society**, 2014, 39(6): 1009—1015.
- [16] 林健, 任硕. 树脂全长锚固锚杆外形尺寸优化数值模拟研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2015, 32(2): 273—278.
LIN Jian, REN Shuo. Numerical simulation optimization research of bolt profile configuration with resin full-length anchoring[J]. **Journal of Mining & Safety Engineering**, 2015, 32(2): 273—278.
- [17] 康红普, 崔千里, 胡滨, 等. 树脂锚杆锚固性能及影响因素分析[J]. 煤炭学报, 2014, 39(1): 1—10.
KANG Hong-pu, CUI Qian-li, HU Bin, et al. Analysis on anchorage performances and affecting factors of resin bolts[J]. **Journal of China Coal Society**, 2014, 39(1): 1—10.
- [18] 康红普, 林健, 吴拥政, 等. 锚杆构件力学性能及匹配性[J]. 煤炭学报, 2015, 40(1): 11—23.
KANG Hong-pu, LIN Jian, WU Yong-zheng, et al. Mechanical performances and compatibility of rock bolt components[J]. **Journal of China Coal Society**, 2015, 40(1): 11—23.
- [19] 林健, 杨景贺, 韩国强, 等. 不同杆体外形树脂锚杆锚固与安设性能对比试验研究[J]. 煤炭学报, 2015, 40(2): 286—292.
LIN Jian, YANG Jing-he, HAN Guo-qiang, et al. Comparable test on anchoring and setting performance of resin bolts with different rod shapes[J]. **Journal of China Coal Society**, 2015, 40(2): 286—292.
- [20] LI C, STILLBORG B. Analytical models for rock bolts[J]. **International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts**, 1999, 36(8): 1013—1029.
- [21] KILIC A, YASAR E, ATIS C D. Effect of bar shape on the pull out capacity of fully grouted rockbolts[J]. **Tunnell Underground Space Technology**, 2002, 18: 1—6.
- [22] ITO F, NAKAHARA F, KAWANO R, et al. Visualization of failure in a pull-out test of cable bolts using X-ray CT[J]. **Construct Build Mater**, 2001, 15: 263—270.
- [23] BLUMEL M. Performance of grouted rock bolts in squeezing rock[C]//Proceedings EUROCK'96, Predictions and Performance in Rock Mechanics Anrock Engineering. Rotterdam: [s. n.], 1996: 885—891.
- [24] FABJANCZYK M W, TARRANT G C. Load transfer mechanisms in reinforcing tendons[C]//Proceedings of the International Conference on Ground Control in Mining. Wollongong: University of Wollongong, 1992: 212—218.
- [25] 尤春安, 战玉宝. 预应力锚索锚固段界面滑移的细观力学分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(10): 1976—1985.
YOU Chun-an, ZHAN Yu-bao. Analysis of interfacial slip mesomechanics in anchorage section of prestressed anchor cable[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2009, 28(10): 1976—1985.