

真三轴状态下盘形滚刀破岩特性

史越[†], 傅鹤林¹, 张加兵¹, 胡才超¹, 刘运思², 邓皇适¹

(1. 中南大学 土木工程学院, 湖南 长沙 410075; 2. 湖南科技大学 土木工程学院, 湖南 湘潭 411201)

摘要:为揭示真三轴状态下盘形滚刀的破岩特性, 基于 Drucker-Prager 强度理论和 CSM 刀岩接触模型, 借助表征中间主应力相对大小的系数 β , 建立了滚刀破岩理论模型和仿真分析模型, 并利用仿真模型研究高地应力条件下岩石的破碎特征和滚刀受力特性。研究表明: 岩石损伤破碎后, 垂直力极值显著下降, 滚动力和侧向力的波动区间变化不大, 侧向力始终较小但方向不断变化, 造成了刀具的振动与偏磨; 随着中主应力效应的增强, 破碎单元数量呈指数型减少, 最大垂直力、滚动力和侧向力均呈指数型增加, 其中侧向力的增加幅度最小; 随着贯入度的增大, 破碎单元数量和各向破岩力均增大, 且增加幅度也越来越大, 其中侧向力的增幅最大; 现场实测值、理论计算值和仿真值三者之间的相对误差较小, 验证了理论模型和仿真模型的可靠性。

关键词:真三轴状态; 盘形滚刀; 中间主应力; 力学模型; 破岩特性

中图分类号: TU452

文献标志码: A

Rock Breaking Characteristics of Disc Hob under True Triaxial Condition

SHI Yue[†], FU Helin¹, ZHANG Jiabing¹, HU Caichao¹, LIU Yunsi², DENG Huangshi¹

(1. School of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410075, China;

2. School of Civil Engineering, Hunan University of Science and Technology, Xiangtan 411201, China)

Abstract: To reveal the rock breaking characteristic of disc hob under true triaxial condition, the Drucker-Prager strength theory, CSM model and intermediate principle stress coefficient β were used to establish a theoretical calculation model and a simulation analysis model, which can be used to study the fracture characteristic of rock and the stress characteristic of hob under high ground stress. The results show that the extreme value of vertical force decreases remarkably after rock is damaged, while the range of rolling force and lateral force changes little. The lateral force is always smaller with constantly changing direction, leading to the vibration and uneven wear for cutters. With the increase of intermediate principal stress effect, the number of crushing elements decreases exponentially, and the maximum force in vertical, rolling, and lateral directions increases exponentially, in which the increase of the lateral force is the smallest. With the increase of penetration, the number of crushing units and the rock breaking force in-

* 收稿日期: 2019-01-12

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (51978668, 51578550, 51538009, 51704109), National Natural Science Foundation of China (51978668, 51578550, 51538009, 51704109); 中南大学中央高校基本科研业务费专项资金资助项目 (2018zzts193, 2018zzts666), Fundamental Research Funds for the Central Universities of Central South University (2018zzts193, 2018zzts666)

作者简介: 史越 (1991—), 男, 山西阳泉人, 中南大学博士研究生

[†] 通讯联系人, E-mail: yueshi@csu.edu.cn

creases simultaneously, and the increase extent also becomes larger, in which the increase of the lateral force is the largest. The relative errors among actual values, theoretical calculation values and simulation results are very small, which can verify the reliability and accuracy of the theoretical model and simulation model.

Key words: true triaxial condition; disc hob; intermediate principal stress; mechanical model; rock breaking characteristic

近年来,随着我国城市轨道交通、山岭隧道、地下管线等深部岩体工程的兴起,隧道自动化掘进装备得到了飞速发展和广泛应用.盘形滚刀是隧道掘进机破岩的核心部件,在不同的应力状态、设计形式和贯入度等条件下,会表现出不同的工作特性.开挖面岩体是一种复杂地质体,随着埋深的增大和地应力场的变化,其力学特性和破坏模式等通常也会出现显著变化.因此,真实考虑开挖面岩体的受荷状态,准确计算开挖过程中岩体破碎情况和滚刀受力变化,具有重要的理论价值和工程指导意义.

在岩体强度计算理论方面,传统的 Mohr-Coulomb 等单轴或一般三轴模型无法合理描述中主应力对岩体力学性质或行为的影响,难以解释深部岩体现场表现的变形或破坏现象,而 Drucker-Prager 准则^[1]解释了静水压力对岩石材料屈服与破坏的影响,表述了真三轴状态下岩土体的应力路径,且计算效率较高、收敛性好,近年来已在岩土工程计算中得到了逐步应用和完善:Alejano 等^[2]、邓楚键等^[3]通过 M-C 准则与 D-P 系列准则的匹配关系,提出了 D-P 系列准则的应用条件、相互关系和转换方法;许文松等^[4]基于 M-C 准则和 D-P 系列准则的匹配关系,探讨了粘聚力、内摩擦角和 Lode 参数在围岩稳定分析中的折减规律和衰减路径;何川等^[5]采用 D-P 屈服准则对渗流影响下的圆形隧道围岩进行弹塑性分析,并结合现场实测和数值计算结果进行了对比验证.在滚刀破岩力的理论计算与模拟分析方面,破岩过程中的刀岩接触关系和仿真模型精度始终是该方向的研究重点:Yang 等^[6]建立了考虑岩体脆性损伤、刀盘运动轨迹和切削磨损的有限元分析模型,提出了一种侧向力非对称理论模型;Choi 等^[7]、杨圣奇等^[8]、刘学伟等^[9]、谭青等^[10]等提出了含结构面岩体的切削力计算方法,建立了滚刀破岩离散元模型;Labra 等^[11]将离散元和有限元分别应用在被切削岩石样品断裂损伤和未损伤的两个子域中,提出了滚刀破岩过程中的离散-有限元混合模型,并与室内试验结果进行了对比验证;夏毅敏等^[12-13]和张桂菊等

^[14]基于 M-C 理论和数值计算结果,得到了不同围压和温度条件下的岩石破碎特征和滚刀荷载特性.

在实际工程中,滚刀破岩类似于多轴状态下的加载破碎,各向应力的相对大小往往比等围压工况更具研究意义.本文借助表征中主应力效应的系数 β ^[15],将 CSM(Colorado School of Mines)常截面滚刀模型中的切削单元体置于三轴应力状态下,建立了基于 D-P 准则的滚刀破岩理论模型和仿真模型,在验证模型可靠性的基础上,研究真三轴状态对滚刀破岩特性的影响规律,从而为盾构机掘进参数设置、刀盘设计优化和刀具选型配置等问题提供理论和技术参考.

1 基本理论

1.1 Drucker-Prager 强度理论

Drucker 和 Prager^[1]取压应力为正,拉应力为负,在 π 平面用一族光滑圆曲线逼近 M-C 准则,提出了 Drucker-Prager 准则:

$$f(I_1, \sqrt{J_2}) = \sqrt{J_2} - \alpha I_1 - k = 0. \quad (1)$$

式中: I_1 为第一应力不变量; J_2 为第二应力偏量不变量; α, k 为对应不同形式 D-P 准则的试验常数,一般与岩石的内摩擦角和内聚力有关.

为研究受荷岩体各向围压的相对大小,定义中主应力系数 β 为:

$$\beta = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}, 0 \leq \beta \leq 1. \quad (2)$$

式中: $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ 分别为岩体所受大、中、小 3 个主应力的量值,MPa.

D-P 准则在真三轴极限条件下(三轴拉伸, $\sigma_1 = \sigma_2 \geq \sigma_3$),与 M-C 外角点外接圆(DP₁)匹配;在一般三轴条件下(三轴压缩, $\sigma_1 \geq \sigma_2 = \sigma_3$),与 M-C 内角点外接圆(DP₂)匹配^[2-3], π 平面屈服线如图 1 所示,此时 α 和 k 的表达式为:

$$\begin{cases} \alpha_1 = \frac{2\sin\phi}{\sqrt{3}(3-\sin\phi)}, \\ k_1 = \frac{6c\cos\phi}{\sqrt{3}(3-\sin\phi)}; \end{cases} \begin{cases} \alpha_2 = \frac{2\sin\phi}{\sqrt{3}(3+\sin\phi)}, \\ k_2 = \frac{6c\cos\phi}{\sqrt{3}(3+\sin\phi)}. \end{cases} \quad (3)$$

结合式(1)(3),式(2)可表示为:

$$\sqrt{\frac{1-\beta+\beta^2}{3}}(\sigma_1-\sigma_3) = k + \alpha[(1+\beta)\sigma_1 + (2-\beta)\sigma_3]. \quad (4)$$

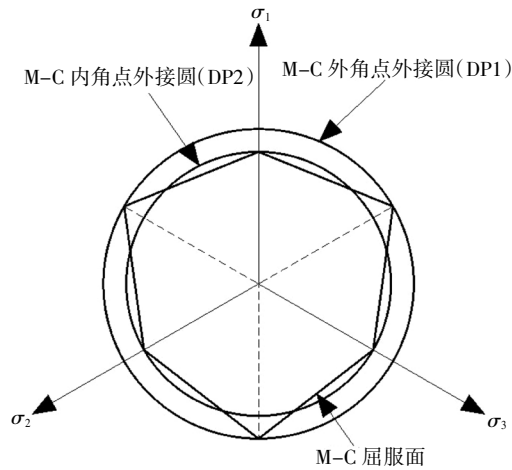


图 1 π 平面上 M-C 准则与 D-P 准则的关系
Fig.1 Relationship between M-C and D-P criterion on π plane

根据文献[15]中的计算结果, Dunham 白云岩($\varphi = 35^\circ, c = 78 \text{ MPa}$) 在 $\sigma_3 = 25 \text{ MPa}$ 的情况下, D-P 准则两匹配圆(DP1 和 DP2)的强度变化情况如图 2 所示. 可以看出, 真三轴极限状态(DP1)比一般三轴状态(DP2)的岩石计算强度增大很多, 反映出中间主应力对岩石强度变化有较为明显的影响, 这是单轴或一般三轴强度理论无法表达的.

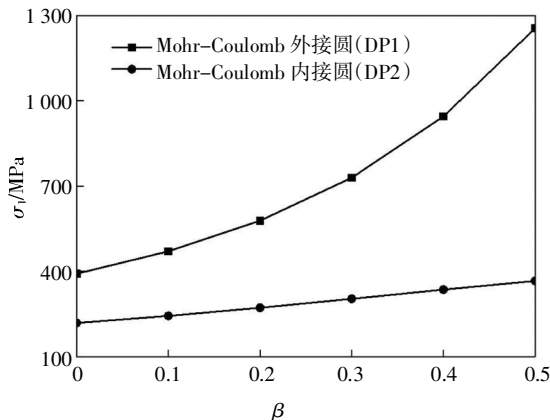


图 2 DP1 和 DP2 的关系
Fig.2 Relationship between DP1 and DP2

1.2 滚刀-岩体作用模型

基于室内线性切割试验结果, Rostami 等^[6]提出了 CSM 常截面滚刀破岩接触模型. 该模型认为, 滚刀与岩石间的滚动摩擦力远小于径向压力而作纯滚动运动; 掘进方向上的围岩抗力是滚刀破岩时所受的主要阻力; 滚刀在切割岩石时接触面上的压力近似均匀分布; 岩石受滚刀碾压作用而破碎, 其在受压状态下主要发生剪切破坏. 但该模型并未考虑被切削岩体在不同围压下的强度变化, 计算结果难以表征深部应力场的强度特性, 因此, 可在刀岩接触面上任取一个岩石单元进行三轴应力状态分析, σ_1 为滚刀破岩应力, σ_2 和 σ_3 为单元体侧面围压, 如图 3 所示.

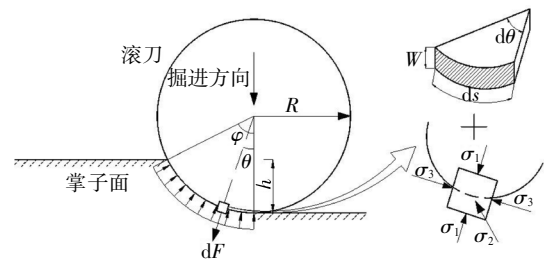


图 3 滚刀下的应力分布及分析单元受力状态图
Fig.3 Stress distribution under the hob and stress state of an analysis element

盘形滚刀在破岩过程中的三向受力情况如图 4 所示. 沿刀岩接触弧面对分析单元积分, 可得到滚刀受力的近似计算式:

$$\begin{cases} F_r = WR \cdot \int_0^\phi p_0 \left(\frac{\theta}{\phi}\right)^\psi d\theta \cdot \sin\left(\frac{\phi}{2}\right) = \frac{WRp_0\phi}{1+\psi} \sin\left(\frac{\phi}{2}\right), \\ F_n = WR \cdot \int_0^\phi p_0 \left(\frac{\theta}{\phi}\right)^\psi d\theta \cdot \cos\left(\frac{\phi}{2}\right) = \frac{WRp_0\phi}{1+\psi} \cos\left(\frac{\phi}{2}\right). \end{cases} \quad (5)$$

式中: F_r 为切向滚动力, kN; F_n 为法向垂直力, kN; W 为刀刃宽度, mm; R 为滚刀半径, mm; θ 为刀岩接触方向与竖直方向的夹角; φ 为刀岩接触面弧度; ψ 为刀尖压力分布系数, 取 0.1; p_0 为 Rostami 通过实验和回归分析得到的滚刀正下方基准压力计算值^[15]:

$$p_0 = C \left(\frac{S\sigma_1^2\sigma_3}{\varphi\sqrt{WR}} \right)^{\frac{1}{3}}. \quad (6)$$

式中: σ_1 为岩石抗压强度, MPa; σ_3 为岩石抗拉强度, MPa; S 为刀刃间距, mm. 令 h 为滚刀贯入度, 由图 3 可得几何关系:

$$\varphi = \arccos\left(\frac{R-h}{R}\right). \quad (7)$$

由于贯入度 h 远小于滚刀半径 R , 所以 $\varphi \approx$

$\sin\varphi, (2R - h) \approx 2R$, 则

$$\varphi \approx \sin\varphi = \frac{\sqrt{R^2 - (R-h)^2}}{R} = \frac{\sqrt{2Rh+h^2}}{R} \approx \frac{\sqrt{2Rh}}{R} \quad (8)$$

又因为

$$\sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) = \sqrt{\frac{1 - \cos\varphi}{2}}, \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right) = \sqrt{\frac{1 + \cos\varphi}{2}} \quad (9)$$

且岩土类材料抗压强度 σ_c 为抗拉强度 σ_t 的 8~12 倍, 取 $\sigma_c = 0.1\sigma_t$, 可得:

$$\begin{cases} F_r = \frac{0.1^{\frac{1}{3}} 2^{-\frac{1}{6}} CW^{\frac{5}{6}} S^{\frac{1}{3}}}{\psi + 1} \sigma_t h^{\frac{5}{6}} = 0.88\sigma_t W^{\frac{5}{6}} S^{\frac{1}{3}} h^{\frac{5}{6}}, \\ F_n = \frac{0.1^{\frac{1}{3}} 2^{-\frac{1}{6}} CW^{\frac{5}{6}} S^{\frac{1}{3}}}{\psi + 1} \sigma_t \sqrt{2R-h} h^{\frac{1}{3}} = \\ 0.88\sigma_t W^{\frac{5}{6}} (2R)^{\frac{1}{2}} S^{\frac{1}{3}} h^{\frac{1}{3}}. \end{cases} \quad (10)$$

将式(10)与式(4)组合, 可得到真三轴状态下基于 D-P 准则的盘形滚刀破岩力计算模型。

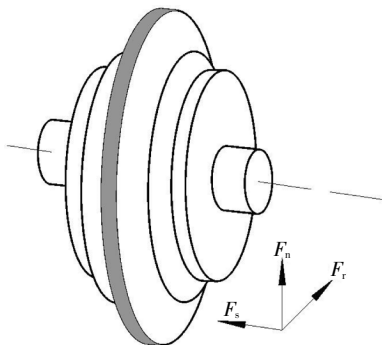


图4 盘形滚刀受力分析

Fig.4 Force analysis of a disc cutter

1.3 掘进总推力计算模型

掘进总推力 F 主要包括: 盘形滚刀破碎掌子面岩层的推力 F_1 ; 盾体克服围岩摩擦阻力的推力 F_2 ; 刀盘稳定掌子面侧向压力的推力 F_3 ; 掘进机后配套设备牵引力 F_4 ; 克服盾尾与管片间摩擦阻力的推力 F_5 ; 曲线掘进时克服变向阻力的推力 F_6 。因 $F_1 \sim F_3$ 约占总推力的 90%~95%^[17], 所以对 $F_4 \sim F_6$ 的影响, 本文忽略不计, 则隧道掘进机总推力计算式为:

$$F = F_1 + F_2 + F_3 \quad (11)$$

盾构刀盘上虽然交错排列着数十把不同类型的刀具, 同一时刻不同位置的滚刀还有自转和公转两个自由度, 运动轨迹和受力情况各不相同, 但从统计角度分析盾构掘进过程中刀盘的受力时, 可认为破岩行为由盘形滚刀来完成且其平均受力近似相

等^[18], F_1 可近似表示为:

$$F_1 = \sum_{i=1}^N F_{ni} \approx NF_n \quad (12)$$

式中: N 为刀盘上安装的滚刀数(忽略中心刀、面刀和边刀的区别)。借鉴 Rostami 等^[16]的滚刀破岩推力计算模型, F_2 的计算式为:

$$F_2 = \pi f_s DL(p_1 + p_2 + p_3 + p_4)/4 \quad (13)$$

其中

$$\begin{cases} p_1 = 2\gamma D, \\ p_2 = p_1 + G/DL, \\ p_3 = kp_1, \\ p_4 = kp_2. \end{cases} \quad (14)$$

式中: D 为盾构机外径, m; L 为盾构主机长度, m; f_s 为地层与盾壳之间的摩擦因数; G 为刀盘质量, t; k 为岩体侧压力系数; p_1 为盾构机上部压力, kN/m²; p_2 为盾构机底部压力, kN/m²; p_3 为盾构机上部侧压力, kN/m²; p_4 为盾构机底部侧压力, kN/m²; γ 为岩体的重力密度, kN/m³。 F_3 计算式为:

$$F_3 = \frac{\pi}{4} D^2 p_d k_0 \quad (15)$$

其中

$$P_d = 2.5kD\gamma \quad (16)$$

式中: P_d 为刀盘轴线处侧向压力, kN/m²; k_0 为岩体压力系数。

2 算例分析

长株潭城际铁路某盾构区间全长 4.3 km, 断面直径为 9.34 m, 管片外径为 9 m, 内径为 8.1 m, 洞顶埋深为 6~49 m。地质勘探报告显示, 洞顶埋深 42~49 m 范围内主要揭露岩层为含砾砂岩层, 开挖面岩体强度较高、整体性良好、地质构造形迹不明显, 对刀具的磨损较为严重, 如图 5 所示。在此工况下, 准确计算单把滚刀破岩过程中的受荷情况、优化刀具配置就显得十分必要。



图5 盘形滚刀的破岩损耗

Fig.5 Partial grinding of a disc hob in tunneling

在隧道开挖的过程中,盾构司机室的监视系统实时采集各类掘进参数,主要包括总推力、贯入度、土舱压力、注浆压力、刀盘转速、刀盘扭矩、刀盘出口压力、螺旋输送机转速、各组推进油缸压力和行程等.选取埋深 45~49 m 范围内十环做典型断面,掘进参数见表 1,破岩力反算参数见表 2.

表 1 典型断面掘进参数

Tab.1 Driving parameters of typical section

环号	埋深/m	总推力/kN	掘进速度/(mm·min ⁻¹)	刀盘转速/(r·min ⁻¹)
935	48.4	30 999	20.5	1.99
985	48.1	31 053	24.3	2.07
1 035	47.8	31 065	23.3	2.02
1 085	47.6	31 433	29.7	2.01
1 135	47.3	31 433	32.1	2.11
1 185	46.9	31 371	27.0	1.95
1 235	46.5	31 227	25.2	2.05
1 285	46.2	31 816	41.1	2.13
1 335	45.9	31 018	19.8	2.00
1 385	45.5	31 098	29.0	2.08

表 2 典型断面破岩力反算参数

Tab.2 Back calculation parameters of rock breaking force for typical sections

名称	取值	名称	取值
侧压力系数 k	0.25	岩体压力系数 k_0	0.2
主机长度 L	9.6 m	岩体重力密度 γ	23 kN/m
盾壳与土体摩擦因数 f_s	0.3	刀盘各类滚刀数量 N	53 把

根据式(11)~(16)和典型断面掘进参数(见表 1),对滚刀破岩力进行反算,盾体克服围岩摩擦阻力的推力 F_2 为 23 505 kN,刀盘稳定掌子面侧向压力的推力 F_3 为 1 839 kN,盘形滚刀破碎掌子面岩层的推力 F_1 和单把滚刀法向垂直力 F_n 的计算结果如表 3 所示.

由于盾构区间含砾砂岩层埋深在 42~49 m 范围内,结合地质勘探情况和室内压缩试验可知,10 个典型断面的地层压力变化不大且中主应力系数 β 在 0.02 左右,因此,取 $\beta = 0.02$ 代入式(4),得到典型断面岩体强度 σ_1 ,将真三轴强度代入式(10)便可得到

单把滚刀破岩垂直力的理论值,并与表 3 中的总推力实测反算值进行对比,如图 6 所示.实测掘进总推力的大小主要与滚刀法向垂直力有关,而与切向滚动力的关系不明显,所以无法对比滚动力的情况.

表 3 典型断面单把滚刀破岩力计算表

Tab.3 The rock breaking force of a hob for typical sections

环号	总推力 F/kN	贯入度 h/mm	F_1/kN	F_n/kN
935	30 999	10.29	5 655	106.7
985	31 053	11.74	5 709	107.7
1 035	31 065	11.52	5 721	107.9
1 085	31 433	14.78	6 089	114.9
1 135	31 433	15.21	6 089	114.9
1185	31 371	13.85	6 027	113.7
1 235	31 227	12.28	5 883	111.0
1 285	31 816	19.28	6 472	122.1
1 335	31 018	9.91	5 674	107.1
1 385	31 098	13.96	5 754	108.6

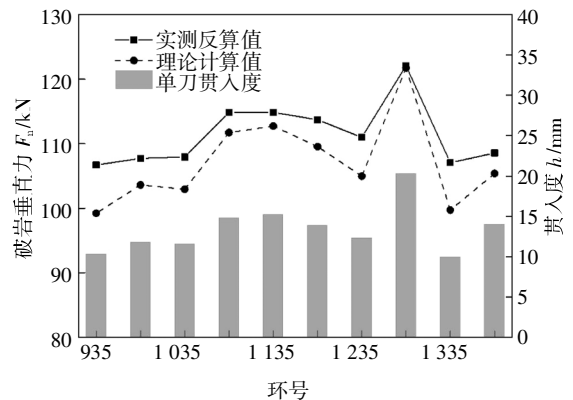


图 6 典型断面单刀破岩垂直力实测值和理论值对比

Fig.6 Comparison of measured values and calculated values of vertical forces for a single hob cutter in typical sections

由图 6 可知,典型断面盘形滚刀破岩垂直力的实测值和理论值变化趋势基本一致,最大相对误差为 7.5%,在一定程度上验证了本文所提模型的正确性和准确性;实测反算值均略大于理论计算值,这主要是由于本文中的总推力模型忽略了 $F_4 \sim F_6$ 的影响,也反映出 $F_4 \sim F_6$ 在总推力中所占的比例较小,可以适当简化;在典型断面各向应力基本相同的情况下,贯入度越大理论值与实测值越接近,这是由于贯入深度较大时岩体的损伤程度增加,降低了后续破岩所需的推力.

3 建立仿真模型

在当前工程技术条件下,中主应力系数 β 的取值一般很小,而在深部岩体工程中进行数据采集又较为困难,因此,仿真分析软件为高地应力场盘形滚刀受力和岩石破碎情况研究提供了良好条件.盘形滚刀各部件较为复杂,本文忽略刀轴、刀毂等部分,将其简化为刀圈来研究,滚刀破岩计算模型如图7所示.模型中岩石材料参数见表4,滚刀刀圈材料参数见表5,且设定岩石部件服从D-P强度理论和剪切失效准则.

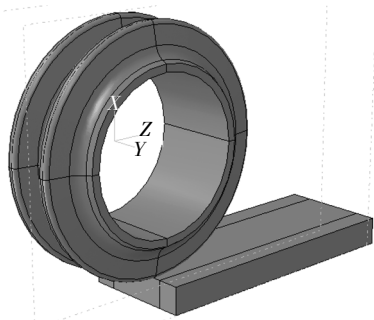


图7 盘形滚刀破岩数值计算模型

Fig.7 Numerical calculation model of rock breaking process

表4 岩石材料参数

Tab.4 Material parameter of sandstone

岩石材料类型	密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	单轴抗压强度/MPa	单轴抗拉强度/MPa	弹性模量/GPa	泊松比
砂岩	2 350	10.25	0.69	6.50	0.26
白云岩	2 650	257.00	27.82	62.20	0.23

表5 盘形滚刀刀圈参数

Tab.5 Cutter ring parameters of disc hob

滚刀直径/mm	刀间距/mm	刀圈密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	弹性模量/GPa	泊松比
432	100	8 490	180	0.30

计算前在滚刀中心建立参考点,并将其与刀圈表面耦合,岩石底面施加全约束,岩石切削面不施加约束,刀岩接触关系为面-面接触、运动接触法、有限滑移,设置不同的岩石侧面初始均布载荷 σ_2 、 σ_3 和刀盘贯入度 h ,计算工况如表6所示.其中,工况1为典型断面现场实测数据,工况2~8为MOGI对Dunham白云岩的真三轴压缩试验结果^[19].

表6 模型计算工况

Tab.6 Calculation condition of model

工况编号	中主应力 σ_2 /MPa	小主应力 σ_3 /MPa	中主应力系数 β	贯入度 h /mm
1	1.10	0.28	0.020	10~20
2	26.09	25	0.003	10, 15, 20
3	67.52	25	0.094	10, 15, 20
4	90.54	25	0.137	10, 15, 20
5	135.04	25	0.207	10, 15, 20
6	176.47	25	0.275	10, 15, 20
7	230.18	25	0.359	10, 15, 20
8	268.54	25	0.468	10, 15, 20

在盾构机破岩掘进的过程中,油缸顶进和刀盘转动两个工序循环配合进行,因此,各工况设置为剪切破岩和滚压破岩两个分析步(如图8所示):1)滚刀垂直岩石表面下切达到指定贯入度,设置与贯入度相应的下切速度 v_1 ,时间历程0.05 s;2)滚刀以近似直线轨迹切割岩石部件,速度 v_2 ,为使刀岩之间没有相对滑移,还需设置相应自转角速度 ω ,时间历程根据实际切削速度设置.模拟过程中记录滚刀所受的垂直力、滚动力、侧向力以及岩石的破碎情况.

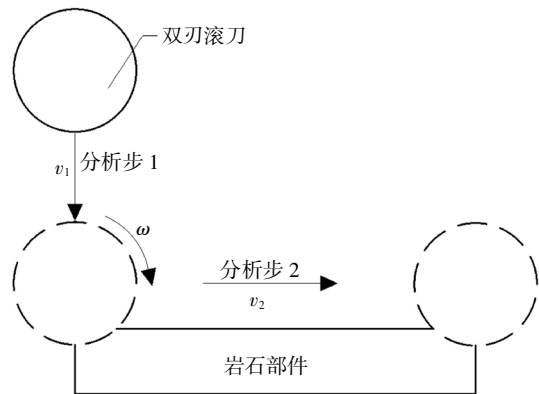


图8 滚刀破岩模型分析步示意图

Fig.8 Analysis step of rock breaking model

4 模拟结果分析

工况1条件下滚刀破岩垂直力和滚动力的实测反算值、理论计算值和仿真值如图9所示.可知:仿真结果与实测值和计算值的变化趋势相同,垂直力最大相对误差为11.4%,证明了所建仿真模型的可

靠性和准确性;仿真结果相对较小且贯入度越大偏差越明显,这主要是由于有限元软件通过单元删除来模拟岩体破碎,当贯入度较大时,破碎单元的大量删除和应力清零使滚刀受荷较小,造成了计算误差。

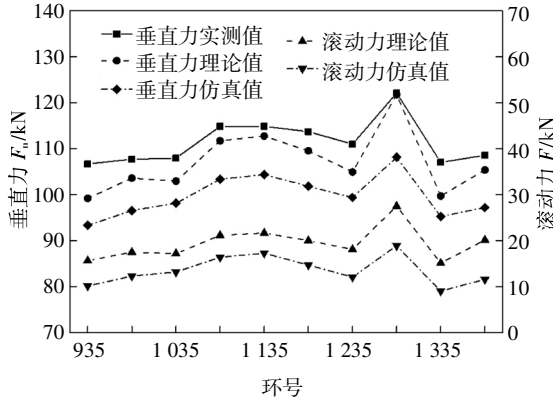


图 9 典型断面破岩力实测值、计算值和仿真值对比
Fig.9 Comparison of measured values, calculated values and simulation values of rock breaking forces for typical sections

4.1 岩石的破碎特征

各工况计算结果虽有较大不同,但模型的应力云图和破碎特征类似,这里以工况 2($h = 10 \text{ mm}$)为例进行说明.如图 10 所示,可以看出,分析步 1 为剪切破岩,刀岩接触点在滚刀正下方,此时接触点受力与刀具相同且瞬时较大;分析步 2 为滚压破岩,刀岩接触点为切槽前端面,待切槽贯通后(图 10(e)),虽然滚刀尚未离开岩石,但此时岩石所受的大主应力明显减小。

对工况 2~8 的破岩单元数量进行统计并绘制其变化曲线,如图 11 所示,分析可知,贯入度相同时,随着中主应力系数的增加,破岩单元数量呈指数型减少,20 mm 贯入度下 $\beta = 0.468$ 较 $\beta = 0.003$ 时减少了 50.2%,这是由于中主应力作用增大了岩石强度,造成了刀岩接触面附近的岩石单元难以达到屈服,破碎困难;中主应力效应相同时,随着贯入度的增加,破岩单元数量明显增加,中主应力系数 $\beta = 0.003$ 时, $h = 20 \text{ mm}$ 较 $h = 10 \text{ mm}$ 增加了 2.1 倍,这是由于贯入度越大,对岩石的扰动和损伤就越大,且贯入的刀尖宽度增大,造成了破碎单元数量的增加。

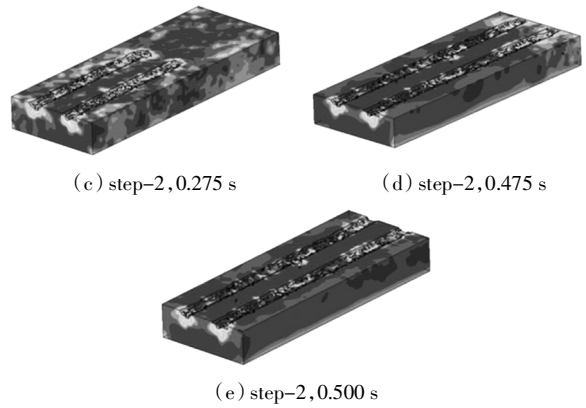
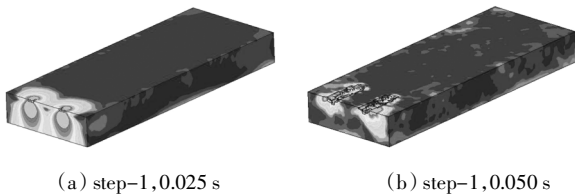


图 10 盘形滚刀破岩过程中的大主应力云图
(工况 2, $h = 10 \text{ mm}$)

Fig.10 Major principal stress cloud chart of disc hob in rock breaking process(condition 2, $h = 10 \text{ mm}$)

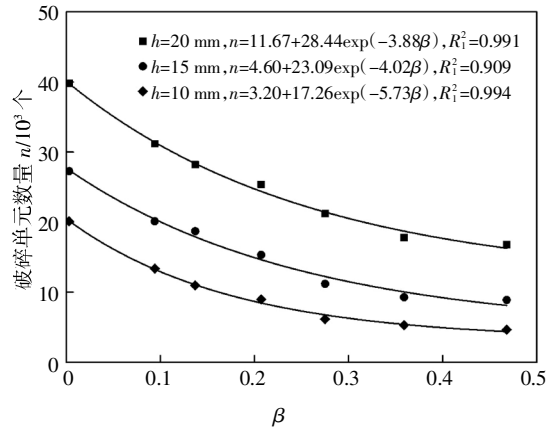
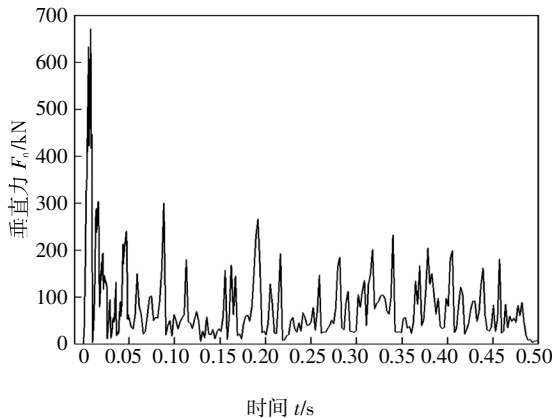


图 11 岩石破碎单元数量与中主应力系数的关系
Fig.11 Relationship between the number of rock breaking units and coefficient of intermediate principal stress

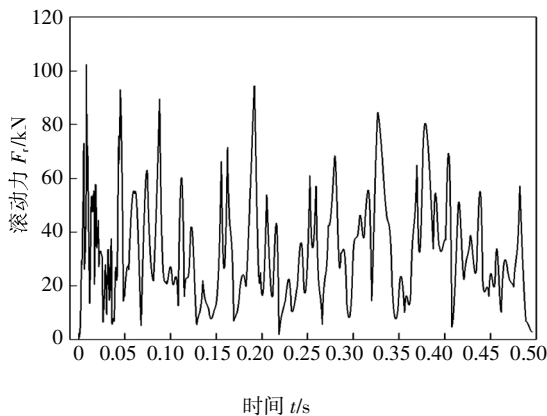
4.2 破岩力变化特征

数值计算得到的滚刀各向力时程曲线是瞬时波动力,由计算结果可知,工况 2~8 的波动趋势基本类似,其波动极值反映了各工况的载荷特性,这里以工况 2($h = 10 \text{ mm}$)为例进行说明.如图 12 所示,可以看出,随着刀岩接触面岩体塑性应变的增大,各破岩力迅速增大,岩体破碎瞬间又迅速下降,此过程反复发生从而完成破岩;滚刀剪切破岩所受的垂直力明显大于滚压破岩阶段,两阶段极值相比达到了 2.2 倍,这主要是由于剪切破岩须使岩石部件形成“切槽”,滚压破岩时只需沿该槽继续前进,从而降低了滚压破岩期间滚刀垂直方向所受的载荷;滚动力、侧向力的时程变化与切削方式的关系不大,在破岩过程中极值没有出现明显的衰减;同时刻滚动力和垂

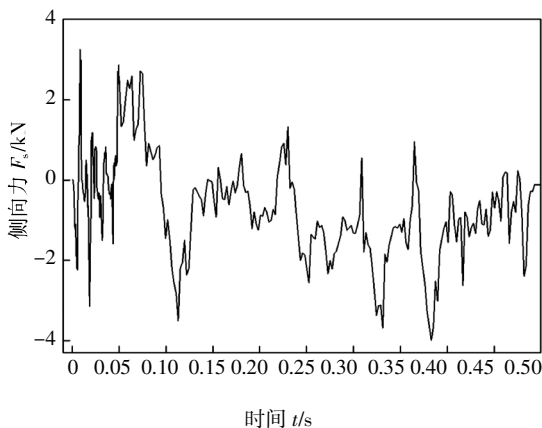
直力的变化趋势基本相同,这也验证了本文式(10)对二者类似表达形式的推导;破岩过程中侧向力始终较小且出现了正负方向的变化,这是因为侧向力是由刀刃两侧的不平衡力相互抵消而产生的,该力会导致滚刀沿轴方向的振动,引起刀刃偏磨,进而影响滚刀寿命.



(a)垂直力与时间关系



(b)滚动力与时间关系

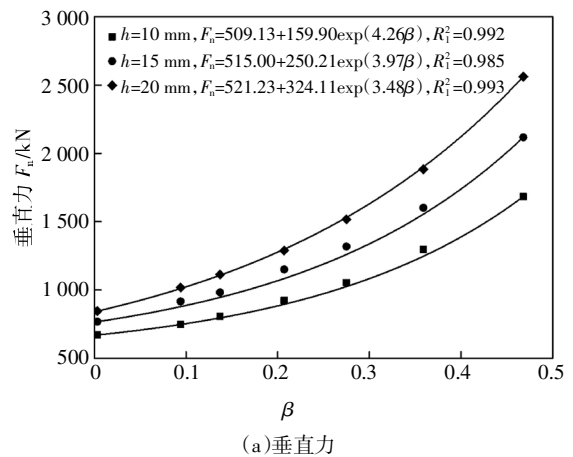


(c)侧向力与时间关系

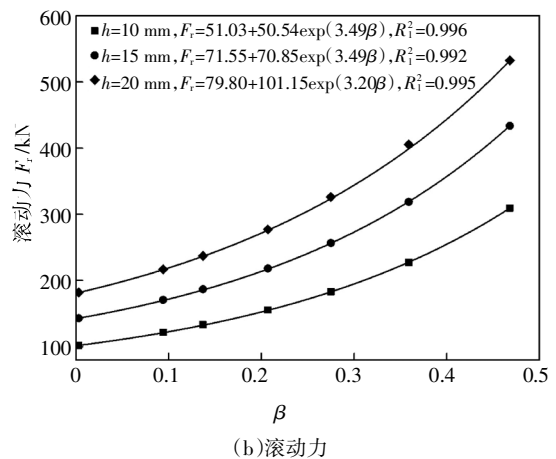
图 12 滚刀破岩过程中的破岩力时程曲线
(工况 2, $h = 10 \text{ mm}$)

Fig.12 Force curve of disc hob during rock breaking process(condition 2, $h = 10 \text{ mm}$)

从图 12 的各向力时程曲线可知,明确不同的应力条件下的滚刀最大载荷对配置刀具和设置掘进参数等都具有重要意义.因此,在不考虑滚刀材料受荷能力的情况下,对工况 2~8 的最大破岩力进行计算并绘制其变化曲线,如图 13 所示.分析可知,贯入度相同时,随着中主应力系数的增加,破岩最大垂直力、滚动力和侧向力均呈指数型增加,20 mm 贯入度下 $\beta = 0.003$ 时的最大垂直力、滚动力和侧向力分别为 $\beta = 0.468$ 时的 33%、34%和 47%,说明随着中主应力效应的增强,岩石强度得到了提高,需要更大的破岩力才能使之破碎,由于侧向力反映的是刀刃两侧的压力差,所以增幅相对较小;由回归曲线可知, $\beta = 0.468$ 时 $h = 20 \text{ mm}$ 与 $h = 10 \text{ mm}$ 相比垂直力、滚动力和侧向力分别为 1.6 倍、1.7 倍和 2.1 倍,且随着贯入度的增大,垂直力、滚动力和侧向力曲线的斜率均增加,其中侧向力的增幅最大,表明滚刀与岩石接触面积越大,刀具的载荷效应越强,受力增加越显著.滚刀各向受力的增加显著降低了滚刀的使用寿命,因此,对于高地应力场工程应采取增大滚刀直径、增加多刃滚刀配置数量和及时开舱换刀等措施,以保证滚刀的破岩效率.



(a)垂直力



(b)滚动力

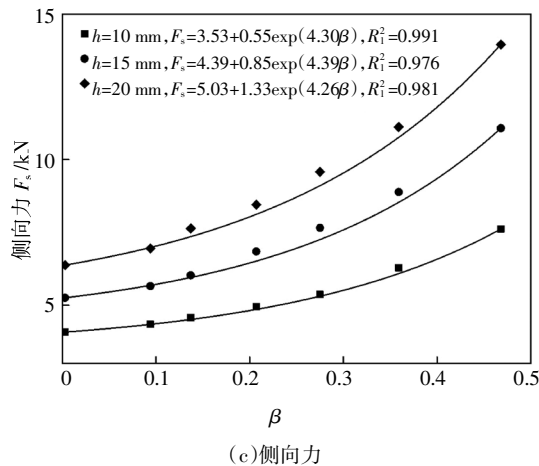


图 13 最大破岩力与中主应力系数的关系

Fig.13 Relationship between the maximum rock breaking force and coefficient of intermediate principal stress

5 结论

针对高地应力场隧道掘进机盘形滚刀的载荷问题,提出基于 Drucker-Prager 强度准则和 CSM 修正模型的滚刀受力计算方法,根据真三轴状态下三向应力的相对大小,探讨中间主应力的作用效应,主要结论如下:

1) π 平面上 Mohr-Coulomb 屈服面的外接圆和内接圆构成了岩石真三轴极限状态和一般三轴状态的强度包络线,其差值是由中主应力的作用引起的,且影响显著,这是单轴或一般三轴强度模型所无法表达的。

2) 将 CSM 滚刀-岩石接触模型中的岩石单元修正为真三轴状态,结合 Drucker-Prager 强度准则建立三向应力条件下滚刀破岩载荷模型;根据隧道掘进机的工作原理和滚刀载荷理论模型,将滚刀破岩划分为剪切破岩和滚压破岩两个过程,建立滚刀破岩仿真模型,将现场实测反算值、理论计算值和仿真结果对比,验证了理论模型和仿真模型的可靠性和准确性。

3) 剪切破岩阶段垂直力极值明显大于滚压阶段,两阶段极值相比达到 2.2 倍,而滚动力和侧向力始终在理论范围内波动,与破岩模式的关系不大,侧向力较小但方向不断变化,造成了刀具的振动与偏磨,降低了刀具的使用寿命。

4) 贯入度相同时,随着中主应力效应的增强,破

碎单元数量呈指数型减少,最大垂直力、滚动力和侧向力均呈指数型增加,其中侧向力的增幅相对较小;相同中主应力条件下,随着贯入度的增大,破碎单元数量和三向破岩力均增大,且各向破岩力的增加也越来越显著,其中侧向力的增幅相对较大。

5) 滚刀各向受力的增加显著降低了滚刀的使用寿命,因此,对于高地应力场工程应采取增大滚刀直径、增加多刃滚刀配置数量和及时开舱换刀等措施,以保证滚刀的破岩效率。

参考文献

- [1] DRUCKER D C, PRAGER W. Soil mechanics and plastic analysis in limit design [J]. Quarterly of Applied Mathematics, 1952, 10: 157—165.
- [2] ALEJANO L R, BOBET A. Drucker-Prager criterion [J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2012, 45: 995—999.
- [3] 邓楚键, 何国杰, 郑颖人. 基于 M-C 准则的 D-P 系列准则在岩土工程中的应用研究 [J]. 岩土工程学报, 2006, 28(6): 735—739.
DENG C J, HE G J, ZHENG Y R. Studies on Drucker-Prager yield criteria based on M-C yield criterion and application in geotechnical engineering [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, 28(6): 735—739. (In Chinese)
- [4] 许文松, 赵光明, 孟祥瑞, 等. 基于真三轴单面卸荷强度双折减法修正 D-P 准则研究 [J]. 岩石力学与工程学报, 2018, 37(8): 1813—1822.
XU W S, ZHAO G M, MENG X R, et al. Modified D-P criterion based on the double-fold reduction method of the true triaxial single-side unloading strength [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2018, 37(8): 1813—1822. (In Chinese)
- [5] 何川, 齐春, 封坤, 等. 基于 D-P 准则的盾构隧道围岩与衬砌结构相互作用分析 [J]. 力学学报, 2017, 49(1): 31—40.
HE C, QI C, FENG K, et al. Theoretical analysis of interaction between surrounding rocks and lining structure of shield tunnel based on Drucker-Prager yield criteria [J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2017, 49(1): 31—40. (In Chinese)
- [6] YANG H Q, WANG H, ZHOU X P. Analysis on the rock-cutter interaction mechanism during the tbn tunneling process [J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2016, 49: 1073—1090.
- [7] CHOI S S, LEE S J. Three-dimensional numerical analysis of the rock-cutting behavior of a disc cutter using particle flow code [J]. KSCE Journal of Civil Engineering, 2015, 19(4): 1129—1138.
- [8] 杨圣奇, 黄彦华. TBM 滚刀破岩过程及微观机理颗粒流模拟 [J]. 煤炭学报, 2015, 40(6): 1235—1244.
YANG S Q, HUANG Y H. Particle flow simulation on rock fragmen-

- tation process and meso-mechanism by a single TBM cutter [J]. Journal of China Coal Society, 2015, 40(6): 1235—1244. (In Chinese)
- [9] 刘学伟,魏莱,雷广峰,等. 复合地层 TBM 双滚刀破岩过程数值流形模拟研究[J]. 煤炭学报, 2015, 40(6): 1225—1234. LIU X W, WEI L, LEI G F, *et al.* Numerical manifold simulation for rock fragmentation process under TBM double cutters in mixed ground [J]. Journal of China Coal Society, 2015, 40(6): 1225—1234. (In Chinese)
- [10] 谭青,杨秧,夏毅敏,等. 滚刀滚动切削岩石的数值及试验研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2018, 45(8): 69—78. TAN Q, YANG Y, XIA Y M, *et al.* Numerical and experimental study on rock breaking by cutter in rolling mode [J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2018, 45(8): 69—78. (In Chinese)
- [11] LABRA C, ROJEK J, ONATE E. Discrete/finite element modelling of rock cutting with a TBM disc cutter [J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2017, 50: 621—638.
- [12] 夏毅敏,吴才章,顾健健,等. 不同地应力下 TBM 盘形滚刀破岩特性[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2016, 47(2): 450—458. XIA Y M, WU C Z, GU J J, *et al.* Mechanical characteristics of TBM disc cutter under the initial stress [J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2016, 47(2): 450—458. (In Chinese)
- [13] XIA Y M, OUYANG T, ZHANG X M, *et al.* Mechanical model of breaking rock and force characteristic of disc cutter [J]. Journal of Central South University, 2012, 19(7): 1846—1852.
- [14] 张桂菊,谭青,夏毅敏,等. 岩石温度对盘形滚刀掘进参数破岩特性的影响[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2015, 42(4): 40—47. ZHANG G J, TAN Q, XIA Y M, *et al.* Influence of different rock temperatures on rock breaking characteristics of disc cutter tunneling parameters [J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2015, 42(4): 40—47. (In Chinese)
- [15] 傅鹤林,史越,龙燕,等. 中主应力系数对岩石强度准则的影响[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2018, 49(1): 158—166. FU H L, SHI Y, LONG Y, *et al.* Influence of intermediate principle stress coefficient on rock strength criterion [J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2018, 49(1): 158—166. (In Chinese)
- [16] ROSTAMI J, QZDEMIR L. A new model for performance prediction of hard rock TBMs [C]//Proceedings of the Rapid Excavation and Tunneling Conference. Boston: Society for Mining, Metallurgy & Exploration, 1993: 793—809.
- [17] 毛红梅,陈馈,冯欢欢. 不同刀具配置下隧道掘进机高效破岩机理与推力预估[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(9): 1627—1633. MAO H M, CHEN K, FENG H H. Rock-breaking mechanism of TBM with different types of cutter tools and estimation of thrust force [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35(9): 1627—1633. (In Chinese)
- [18] 周思阳,亢一澜,苏翠侠. 基于力学分析的 TBM 掘进总推力预测模型研究[J]. 机械工程学报, 2016, 52(20): 76—82. ZHOU S Y, KANG Y L, SU C X, *et al.* Prediction of thrust force requirements for tbms based on mechanical analysis [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2016, 52(20): 76—82. (In Chinese)
- [19] MOGI K. Fracture and flow of rocks under high triaxial compression [J]. Journal of Geophysics Research, 1971, 76(5): 1255—1269.