DOI: 10.3901/JME.2018.03.227

20CrMnTi 钢齿面磨削力模型构建与分析*

田欣利 王 龙 刘 谦 唐修检 杨理钧 杨绪啟
(陆军装甲兵学院装备再制造技术国防科技重点实验室 北京 100072)

摘要: 为了深入研究 20CrMnTi 钢的磨削力生成机制与规律, 基于 Lawn 压痕模型接触变形区和三角形截面切屑的基础上, 构建了单颗磨粒的磨削力、最大未变形切屑厚度、齿面磨削力的理论数学模型。磨削力主要源于切屑变形和摩擦, 且存在磨削尺寸效应。磨削力随着磨削深度、进给速度、材料硬度和磨粒顶锥角等因素的增大而增大, 然而却随着磨削速度与砂轮直径等因素的增大而减小。在砂轮磨损过程中, 砂轮特性参数改变对磨削力产生较大影响。结合理论模型分析, 开展了齿面局部磨削试验研究, 详细分析了不同 α 常数情况下磨削力随磨削用量变化拟合曲线的残差和拟合优度 F 值。

关键词: 20CrMnTi 钢; 齿面; 磨削力; 磨削机理

中图分类号: TG580

Construction and Analysis of Grinding Force Model of 20CrMnTi Steel Tooth Surface

TIAN Xinli WANG Long LIU Qian TANG Xiujian YANG Lijun YANG Xuqi

(National Defense Key Laboratory for Remanufacturing Technology,
Academy of Army Armored Force, Beijing 100072)

Abstract: To further study the mechanism and rule of grinding force of 20CrMnTi steel, theoretical and mathematical model of the grinding force of single grits, maximum undeformed chip thickness, and the grinding force of tooth surface is established, which is on the basis of contact deformation zone based on Lawn indentation model and triangular cross section chip. Grinding force mainly comes from the chip deformation and friction, and the effect of grinding size exists. Grinding force increases with the increase of grinding depth, feed rate, material hardness, and top cone angle of abrasive grains. However, it decreases with the increase of grinding speed and grinding wheel diameter. In the wear process of grinding wheel, the change of grinding wheel characteristic parameters has a great influence on the grinding force. Based on the theoretical model analysis, the local grinding test of tooth surface is carried out. It also gives a detailed analysis on the residuals and F measure of the fitting curve to grinding force with variable under the different constant α situations.

Key words: 20CrMnTi steel; tooth surface; grinding force; grinding mechanism

0 前言

磨削力和磨削应力场直接影响磨削热、砂轮耗损以及工件表面性能等^[1]。德国学者 WERNER 等研究了砂轮磨粒切削刃分布函数和单位宽度磨削力数学模型, 确认了磨削力来源于切屑变形和摩擦^[2], 但还没能将切屑变形和摩擦的影响程度作更进一步的阐明, 对磨削时磨粒顶面和工件间的摩擦也未作考虑。MALKIN 等^[3]论证了磨削力主要包括切屑变形力和摩擦力。MILTON 等研究

表明磨削力与磨粒切深及有效磨削面积存在尺寸效应关系。李力均等^[4-7]各自基于 WERNER 和 MALKIN 的研究基础上构建了新的磨削力数学模型公式。蜗杆砂轮展成法磨削齿轮^[8-9]和扩口杯砂轮磨削螺旋锥齿轮^[10-11]时, 齿面与砂轮理想状态下为点或线的局部接触。齿面上每个瞬时磨削的局部点近似于普通外圆磨削, 齿面磨削的接触弧为延长摆线。为方便研究磨削过程, 采用薄片砂轮对 20CrMnTi 钢齿面局部进行磨削, 且构建了 20CrMnTi 钢齿面磨削力理论数学模型, 有利于更好了解齿轮的磨削机理和初步探索高效精密磨削工艺, 这对于全面提升齿轮制造业的技术水平并促进工业整体发展有重要的现实意义。

* 国家科技重大专项资助项目(2015ZX04003006)。20170124 收到初稿, 20170619 收到修改稿

1 齿面磨削力理论模型

1.1 单颗磨粒的磨削力

单颗磨粒的划擦作用^[12-15]类似于车刀在金属工件表面的切削运动,磨粒的微观切削行为通常包括滑擦、耕犁、切削这三类作用。如图1所示,可建立顶锥角 $2\theta > 90^\circ$ 的金刚石颗粒划擦力模型。当磨粒产生切削作用时切离的磨屑的强烈变形会对磨粒产生变形抗力 F_{gnc} ,而磨粒表面与工件已加工表面和磨屑之间的摩擦也会产生摩擦抗力 F_{gs} 。若采用下标符号 g 代表单颗磨粒, n 和 τ 表示为法向分力和切向分力, c 和 s 则表示力的性质分别是切屑变形力和摩擦力。因此,法向磨削力 F_{gn} 和切向磨削力 F_{gs} 分别为

$$\begin{cases} F_{gn} = F_{gnc} + F_{gns} \\ F_{gs} = F_{g\tau c} + F_{g\tau s} \end{cases} \quad (1)$$

图1 单颗磨粒磨削力组成

在单颗粒金刚石划擦过程中,前刀面与被加工材料间产生塑性变形,引起的磨屑对前刀面挤压力和摩擦力很大。金刚石磨粒后刀面与工件无接触,不受任何磨削力作用。田欣利等^[16]将单颗磨粒磨削材料简化为四面体维氏压头作用下的塑性压痕应力场响应。若 ξ 为压头几何因子, h_{gn} 为未变形切屑深度, θ 为压头或磨粒锥顶的半顶角, H 为材料的硬度。磨粒在划擦过程只承受了 Lawn 压痕模型的半面接触变形区的接触力作用,则切屑变形引起法向力 F_{gnc} 为

$$F_{gnc} = \frac{1}{2} \xi H h_{gn}^2 \tan^2 \theta \quad (2)$$

对于单颗磨粒而言,若考虑比磨削能的尺寸效应^[17-18],工件与砂轮磨粒磨损平面间的平均接触压力 $\bar{p} \propto v_w / d_e v_s$,若 δ 为单颗工作磨粒与工件的实际接触面积, ψ 为尺寸效应影响常数,则由摩擦引起的法向力 F_{gns} 为

$$F_{gns} = \delta \psi \frac{v_w}{d_e v_s} \quad (3)$$

若切屑变形引起的法向力 F_{nc} 和切向力 $F_{\tau c}$ 之比为 ϕ , 即 $F_{g\tau c} = \phi F_{gnc}$; 磨粒顶部与材料的摩擦系数为 μ , 即 $F_{g\tau s} = \mu F_{g\tau n}$ 。综合式(1)~(3),可知单颗磨粒的法向磨削力 F_{gn} 及切向磨削力 F_{gs} 的表达式为

$$\begin{cases} F_{gn} = \frac{\xi \tan^2 \theta H}{2} h_{gn}^2 + \psi \delta \frac{v_w}{d_e v_s} \\ F_{gs} = \phi \frac{\xi \tan^2 \theta H}{2} h_{gn}^2 + \mu \psi \delta \frac{v_w}{d_e v_s} \end{cases} \quad (4)$$

1.2 齿面磨削力

蜗杆砂轮展成法磨削齿轮和扩口杯砂轮磨削螺旋锥齿轮时,齿面与砂轮理想状态下为点或线的局部接触。若是 v_s 为砂轮线速度, v_w 为磨齿接触面处的进给速度, r_s 为砂轮半径, r_w 为磨齿处齿面的曲率半径, a_p 为磨削深度, l_s 为砂轮与工件接触长度。如图2所示,可将磨齿处齿面的曲率半径视为工件外圆半径,将每个齿面磨削瞬时视为与普通外圆磨削相似,齿面磨削的接触弧为延长摆线。为方便计算,可将磨削过程中的所有磨粒的切削路径均用一段圆弧来近似,最大未变形切削厚度均是图中对应的 AB 的长度。一般而言, v_w / v_s 很小时,若 d_e 为砂轮的当量直径,砂轮与工件的接触长度 l_s 可按下式计算^[4,19]。

$$l_s = \sqrt{a_p d_e} \quad (5)$$

图2 外圆磨削时砂轮与工件的接触状况

假定所有的切屑都具有相同的形状和体积,且单位时间内产生的切屑数和每一切屑体积的乘积等于体积去除率。若 N_d 为砂轮单位面积上的动态磨粒数, b 为砂轮表面有效磨削宽度, V_c 为切屑的体积。则有

$$(N_d b v_s) V_c = a_p v_w b \quad (6)$$

有效切削宽度为 b_g 与最大切削深度和切屑垂直于切削路径的截面形状有关。可假定切屑的宽度 b_g 与最大未变形厚度 h_{gm} 成正比 r 。如图3所示,为简化计算,可将切屑的横截面看成三角形或梯形。在 $h_{gm} \ll l_s$ 的情况下,未变形切削形状可近似为一个

三棱锥, 则由三棱锥体积计算公式可知, 切屑体积是切屑最大截面积 $rh_{gm}^2/2$ 和长度 l_s 乘积的 1/3。

$$V_c = \frac{rh_{gm}^2 l_s}{6} \quad (7)$$

图3 三角形切屑

若磨粒的顶锥角 2θ , 则 $r = 2 \tan \theta$ 。结合式(5)~(7), 可计算最大未变形厚度 h_{gm} 为

$$h_{gm} = \left(\frac{3}{\tan \theta N_d} \frac{v_w}{v_s} \left(\frac{a_p}{d_e} \right)^{1/2} \right)^{1/2} \quad (8)$$

单位接触面上的动态磨刃数 N_d 公式^[3]为

$$N_d = C_d \left[\frac{v_w}{v_s} \right]^\alpha \left[\frac{a_p}{d_e} \right]^{1/2} \quad (9)$$

式中, C_d 为动态磨刃密度。 α 为与砂轮磨粒分布、磨粒形状及密度等因素有关的系数, 取值介于 0~2/3 范围内。

如图 3, 若实际接触弧长为 l_s , 那么有 $h_{gn} = l_n h_{gm} / l_s$, 则砂轮和工件的单位磨削宽度上的法向磨削力 F_n' 及切向磨削力 F_τ' 可以表示为

$$\begin{cases} F_n' = \int_0^{l_s} \left(\frac{1}{2} \xi H \left(\frac{l_n}{l_s} h_{gm} \right)^2 \tan^2 \theta + \psi \delta \frac{v_w}{d_e v_s} \right) N_d \left(\frac{l_n}{l_s} \right)^\alpha dl_n \\ F_\tau' = \int_0^{l_s} \left(\frac{\pi}{8} \xi H \left(\frac{l_n}{l_s} h_{gm} \right)^2 \tan \theta + \mu \psi \delta \frac{v_w}{d_e v_s} \right) N_d \left(\frac{l_n}{l_s} \right)^\alpha dl_n \end{cases} \quad (10)$$

结合式(5)、式(8)和式(9), 对式(10)进行积分求解, 则单位磨削宽度上的磨削力为

$$\begin{cases} F_n' = \frac{3\xi H \tan \theta}{2(3+\alpha)} \frac{v_w a_p}{v_s} + \frac{\psi \delta C_d}{1+\alpha} \frac{v_w^{1+\alpha}}{v_s^{1+\alpha}} \left[\frac{a_p}{d_e} \right]^{1+\alpha/2} \\ F_\tau' = \phi \frac{3\xi H \tan \theta}{2(3+\alpha)} \frac{v_w a_p}{v_s} + \mu \frac{\psi \delta C_d}{1+\alpha} \frac{v_w^{1+\alpha}}{v_s^{1+\alpha}} \left[\frac{a_p}{d_e} \right]^{1+\alpha/2} \end{cases} \quad (11)$$

由式(11)可知, 磨削力随着材料硬度和磨粒顶锥角的增大而增大, 然而却随着砂轮直径的增大而减小。当工件材料参数与砂轮特性参数若能确定时, 磨削力随着磨削深度与进给速度的增大而增大, 却随着磨削速度的增大而减小。系数 α 主要受砂轮磨粒分布、磨粒形状及密度等因素的影响。在磨削

过程中, 砂轮磨损对常数 α 与磨粒顶锥角 θ 均会产生影响, 从而引发了磨削力的变化。采用待定系数 K_1 、 K_2 、 K_3 、 K_4 表征磨削力与砂轮特性、材料力学性能等之间的关系, 可将式(11)进一步简化为

$$\begin{cases} F_n' = K_1 \frac{v_w a_p}{v_s} + K_2 \left(\frac{v_w \sqrt{a_p}}{v_s} \right)^{1+\alpha} \\ F_\tau' = K_3 \frac{v_w a_p}{v_s} + K_4 \left(\frac{v_w \sqrt{a_p}}{v_s} \right)^{1+\alpha} \end{cases} \quad (12)$$

2 试验验证与分析

2.1 齿面局部磨削试验系统

齿面上每个瞬时磨削的局部近似于普通外圆磨削, 齿面磨削的接触弧为延长摆线。为方便研究磨削过程, 在 FANUC BV75 立式加工中心上建立图 4 所示的齿面磨削试验系统。将砂轮外径为 100 mm 薄片砂轮固定在 FANUC BV75 立式加工中心主轴高速旋转。在无冷却液条件下, 完成对齿面局部磨削试验。取每组试验的三次磨削力最大值的平均值作为衡量指标。工件采用 20CrMnTi 渗碳淬火钢齿条, 模数为 4 mm, 齿长 100 mm, 齿宽 30 mm, 表面硬度为 58~62 HRC, 密度为 7 800 kg/m³, 弹性模量 207 GPa, 泊松比 0.25。测力设备选用瑞士 KISTLER 94272 型号的高性能应变片式车铣钻磨通用测力仪。

图4 齿面局部点磨削试验系统

2.2 结果分析

由于 α 的取值介于 0~2/3 范围内, 选择系数 α 分别为 0, 1/2, 2/3 时, 采用齿面磨削力数学模型简化公式(12)对齿面局部磨削力变化规律进行拟合。当磨削深度 a_p 为 0.01 mm, 进给速度 v_w 为 5 m/min

时,磨削力随磨削速度 v_s 的变化关系,如图5所示。由图5可知:①法向磨削力和切向磨削力均随着磨削速度的增大而减小;②当 α 取值0和2/3时的拟合曲线重合一致;③当 α 取值1/2时,对法向磨削力和切向磨削力的拟合效果相对较好。对磨削力随磨削速度变化拟合曲线的残差和拟合优度 F 值进行分析,表明:①法向力在 α 分别取值0, 1/2, 2/3时的残差平方和依次为13.080 4、0.503 3、13.080 4,切向力的残差平方和依次为1.143 9、0.026 3、1.143 9,显然 α 取值1/2的拟合累计误差值最小, α 取值0和2/3时的拟合累计误差值却一样;②当 α 分别取值0, 1/2, 2/3时,法向力拟合曲线的显著性水平 F 值分别为9.027 2、103.193 3、3.009 1,切向力的 F 值分别为7.752 8、154.913 1、2.584 3,所以 α 取值1/2时的拟合优度最好,其后依次为 α 取值0、2/3。因此,随着常数 α 在0~2/3间取值的增大,齿面磨削力数学模型对随磨削速度变化的磨削力曲线拟合效果会先变好,然后又变差。

图5 磨削力随磨削速度变化及拟合曲线

当磨削速度 v_s 为25 m/s,磨削深度 a_p 为0.02 mm时,由图6可知:①法向磨削力和切向磨削力均随着进给速度 v_w 的增大而增大;②当 α 取值0和2/3时的拟合曲线也重合一致。对磨削力随进给速度变化拟合曲线的残差分析和显著性 F 检验,表明:①当 α 分别取值0, 1/2, 2/3时,法向力的残差平方和依次为5.126 5、3.592 6、5.126 5,切向力的残差平方和依次为0.149 7、0.132 4、0.149 7,显然 α 取值1/2的拟合累计误差值最小, α 取值0和2/3时的拟合累计误差值一样;②当 α 分别取值0, 1/2, 2/3时,法向力拟合曲线的显著性水平 F 值分别为180.196 8、314.202 3、125.680 9,切向力的 F 值分别为244.392 8、539.765 2、215.906 1,所以拟合优度由好到差依次为 α 取值1/2、0、2/3。因此, α 分别取值1/2、0、2/3时,对磨削力随进给速度变化曲线的

拟合效果依次由好变差。换言之,随着常数 α 在0~2/3间取值的增大,齿面磨削力数学模型对随磨削速度变化的磨削力曲线拟合效果会先变好,然后又变差。

图6 磨削力随进给速度变化及拟合曲线

当磨削速度 v_s 为15 m/s,进给速度 v_w 为5 m/min时,由图7可知,法向磨削力和切向磨削力均随着磨削深度 a_p 的增大而增大。对磨削力随磨削深度变化拟合曲线的残差分析和显著性 F 检验,表明:①当 α 分别取值0, 1/2, 2/3时,法向力的残差平方和依次为0.667 2、0.377 4、1.052 0,法向力拟合曲线的显著性水平 F 值分别为169.053 0、300.028 6、106.662 5,显然 α 取值1/2的法向力拟合累计误差值最小且拟合显著性水平最大,其后依次为 α 取值0、2/3;②当 α 分别取值0, 1/2, 2/3时,切向力的残差平方和依次为0.188 9、0.097 6、0.043 1,切向力拟合曲线的显著性水平 F 值分别为43.290 9、85.166 0、194.673 9,显然 α 取值2/3时的切向力拟合累计误差值最小且拟合显著性水平最大,其后依次分别为 α 取值1/2、0。因此, α 取值1/2时,法向力拟合效果显然最佳。然而, α 取值2/3时却最能贴近切向力变化曲线的缓增趋势。

图7 磨削力随磨削深度变化及拟合曲线

综合上述考虑,当 α 取值分别为0, 1/2, 2/3

拟合 20CrMnTi 钢齿面局部磨削力随磨削速度、进给速度、磨削深度三个因素变化曲线时, 以 $\alpha=1/2$ 的拟合水平总体最显著。随着 α 的取值在 0 至 $2/3$ 范围内变化时, 拟合优度先逐渐变佳, 然后再逐渐变差。此外, 基于齿面磨削力数学模型公式对上述三组单因素试验数据进行统一拟合, 经反向求解可得到法向磨削力的 α 值为 0.455 2, 切向磨削力的 α 值为 0.316 0。

3 结论

(1) 基于 Lawn 压痕模型接触变形区和三角形截面切屑的基础上, 构建了单颗磨粒的磨削力和齿面磨削力的理论数学模型。发展了 WERNER 和 MALKIN 的研究思想, 磨削力主要源于切屑变形和摩擦。此外, 还考虑了磨削尺寸效应现象。

(2) 从推导的最大未变形切屑厚度和磨削力的数学模型可知, 砂轮特性参数、材料力学性能、磨削参数均会对最大未变形切屑厚度与磨削力产生重要影响。随着磨削速度的增大, 会导致切屑未变形厚度的减小和摩擦构成的磨削力减小, 从而导致磨削力减小。随着进给速度和磨削深度的增大, 导致最大未变形切屑厚度增大, 从而导致切屑变形抗力的增大。进给速度还会导致摩擦力构成部分的磨削力增大。

(3) 当 α 系数的取值由 0 至 $2/3$ 变化时, 构建的磨削力数学模型对齿面局部磨削力变化规律的拟合效果先逐渐变好, 后再逐渐变差。

参 考 文 献

- [1] HECKER R L, LIANG S Y, WU X J, et al. Grinding force and power modeling based on chip thickness analysis[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2007, 33: 449-459.
- [2] WERNER G. Influence of work material on grinding force[J]. Annals of CIRP, 1978, 27(1): 243-248.
- [3] MALKIN S. Grinding technology: Theory and applications of machining with abrasives[M]. New York: Industrial Press, 2008.
- [4] 李力钧, 付杰才. 磨削力的数学模型的研究[J]. 机械工程学报, 1981, 17(4): 31-41.
LI Lijun, FU Jiecai. Research on mathematical model of grinding force [J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 1981, 17(4): 31-41.
- [5] 郎献军, 何玉辉, 唐进元, 等. 基于磨粒突出高度为瑞利分布的磨削力模型[J]. 中南大学学报, 2014, 45(10): 3386-3391.
- LANG Xianjun, HE Yuhui, TANG Jinyuan, et al. Grinding force model based on prominent height of abrasive submitted to Rayleigh distribution[J]. Journal of Central South University, 2014, 45(10): 3386-3391.
- [6] 林开荣, 徐西鹏, 李远, 等. 基于应力集中理论的磨削力模型[J]. 农业机械学报, 2012, 43(11): 261-266.
LIN Kairong, XU Xipeng, LI Yuan, et al. Model of grinding force based on stress concentration theory[J]. Journal of Agricultural Machinery, 2012, 43(11): 261-266.
- [7] 谢桂芝, 尚振涛, 盛晓敏, 等. 工程陶瓷高速深磨磨削力模型的研究[J]. 机械工程学报, 2011, 47(11) : 169-176.
XIE Guizhi, SHANG Zhentao, SHENG Xiaomin, et al. Grinding force modeling for high-speed deep grinding of engineering ceramics[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2011, 47(11) : 169-176.
- [8] 何坤, 李国龙, 周泓曲, 等. 凸节曲线非圆齿轮蜗杆砂轮磨削加工方法[J]. 重庆大学学报, 2015, 38(1): 140-147.
HE Kun, LI Guolong, ZHOU Hongqu, et al. Worm wheel grinding method of convex pitch line non-circular gear[J]. Journal of Chongqing University, 2015, 38(1): 140-147.
- [9] 郭辉, 赵宁, 项云飞, 等. 六轴数控蜗杆砂轮磨齿机磨削剖面齿轮的方法[J]. 机械工程学报, 2015, 51(11): 186-194.
GUO Hui, ZHAO Ning, XIANG Yunfei, et al. Face gear grinding method using six-axis CNC worm wheel machine[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2015, 51(11): 186-194.
- [10] 明兴祖, 胡京明, 刘赣华. 螺旋锥齿轮数控磨削表面粗糙度的建模与分析[J]. 湖南工业大学学报, 2009, 23(2): 37-44.
MING Xingzu, HU Jingming, LIU Ganhua. Research on surface roughness for multi-axis NC grinding of bevel gear[J]. Journal of Hunan University of Technology, 2009, 23(2): 37-44.
- [11] 明兴祖, 李飞, 张然, 等. 螺旋锥齿轮磨削表层金相组织的试验研究[J]. 中国机械工程, 2014, 25(2): 174-178.
MING Xiangzu, LI Fei, ZHANG Ran, et al. Experimental study on NC grinding surface metallographic organization of spiral bevel gears[J]. China Mechanical Engineering, 2014, 25(2): 174-178.
- [12] CAO J G, WU Y B, LU D, et al. Material removal behavior in ultrasonic-assisted scratching of SiC ceramics with a single diamond tool[J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2014, 79: 49-61.
- [13] TIAN L, FU Y C, XU J H, et al. The influence of speed on material removal mechanism in high speed grinding with single grit [J]. International Journal of

- Machine Tools & Manufacture, 2015, 89: 192-201.
- [14] AXINTE D, SMITH P B, AKGUN C, et al. On the influence of single grit micro-geometry on grinding behavior of ductile and brittle materials [J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2013, 74 : 12-18.
- [15] 唐修检, 田欣利, 王龙, 等. 切向载荷作用下氮化硅陶瓷崩碎损伤规律与机理[J]. 光学精密工程, 2015, 23(7): 2023-2030.
TANG Xiujian, TIAN Xinli, WANG Long, et al. Damage rule and mechanism of silicon nitride ceramics under tangential load [J]. Optics and Precision Engineering, 2015, 23(7): 2023-2030.
- [16] 田欣利, 于爱兵. 工程陶瓷加工的理论与技术[M]. 北京: 国防工业出版社, 2006
- TIAN Xinli, YU Aibing. Theory and technology of engineering ceramics processing [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2006.
- [17] KANNAPPAN S, MALKIN S. Effect of grain size and operating parameters on the mechanics of grinding[J]. Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry, 1972, 94: 833-842.
- [18] HAHN R S. The effect of wheel-work conformity in precision grinding[J]. Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry, 1955, 77: 13-25.
-
- 作者简介: 田欣利, 男, 1956 年出生, 博士, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为硬脆材料的高效精密加工技术。
E-mail: tianxli719251@126.com
王龙(通信作者), 男, 1989 年出生, 博士研究生。主要研究方向为塑性或硬脆材料的高效精密加工技术。
E-mail: waloxs@163.com