

北見工大 北川武揚 ○小林弘晃 久保明彦 田牧純一

1. まえがき

接触面積拘束工具による切削抵抗に関する従来の研究^{1) 2) 3)}は二次元切削についての解析が主であるが、旋削バイトのような複雑刃形を持つ実用的工具設計の観点から三次元拘束工具による切削の検討も必要と思われる。

本研究では、加工硬化性の大きい高耐力、高靱性をもつ18Mn18Cr高マンガン鋼(水靱)の被削性改善を目的とし、二次元切削データと三次元切削模型に基づいたエネルギー解法⁴⁾を用いて適切な接触面形状をもつ拘束工具を考案し、これによる三次元切削抵抗、切りくず生成を求め、一方切削温度の解析も行ない、三次元拘束工具の効果について解析及び実験の両面から検討を行なった。

2. 実験方法

解析に必要な二次元データは、工具形状 $[0, 0, (15), 6, 6, 8, 0, 0, 2]$ の一次すくい角 0° の拘束ランドと 15° の二次すくい角をもつ片刃バイトによる準二次元切削により求めた値で代用する。接触面積の変化は、すくい角 0° の微小ランドを切削実験の都度徐々に研削拡大して与えた。三次元切削に用いた通常工具の工具形状は $[0, 0, 6, 6, 15, 15, R]$ のノーズ半径 R が $0.5, 1.0, 1.5, 2.0$ mmで拘束工具では R が 1.0 と 2.0 mmの二種類のみである。切削条件は、切削速度 $V=30, 60$ m/min、送り $f=0.2$ mm/rev、切込み $d=2.0$ mm一定とした。

3. 切削抵抗主分力 F_1 、送り分力 P_2 、背分力 P_3 と

切りくず流出角 η_c

三次元切削抵抗と切りくず流出角算出の方法は、図1の切削模型に示すように、切削速度 V と切りくず流出速度 V_c を含む面内の切りくず流れを切刃各点で刃形、送り、切込みにより定まる切削厚さ t_1 のみが異なる二次元切削の集積とみなし、種々の η_c について切削エネルギー U の計算を行ない、これが最小値を示す η_c における切削抵抗で求める。本研究では、これらの計算を切りくず流出方向に垂直方向の微小区間(50 μ m)に分けて計算を行ない、これを積分して切削抵抗とその分力を求めた。すくい角 0° の場合、この計算に必要なデータは、せん断角 ϕ 、摩擦角 β とせん断応力 τ_s のみでこれらは二次元切削から与えられる。

図2は、切削速度 $V=30$ m/minの準二次元切削で種々の拘束長さ l について得られた切削抵抗主分力 F_c 、背分力 F_t を示し、図3はこれより求めた摩擦角 β と切りくず厚さ t_2 より求めたせん断角 ϕ を示す。これらの図から切削抵抗と摩擦角の最小値及びせん断角 ϕ の最大値を示す拘束長さ l の適値が存在し、この値は送り f (切削厚さ t_1)の約1.2倍であることがわかる。これより小さいと切りくずは二次すくい面と接触し、工具は楔状に作用して切削抵抗は逆に増大する。図には示していないが切削抵抗とせん断応力 τ_s は、拘束長さ l の縮小により減少する。高マンガン鋼はひずみ硬化の強い材料であり、 ϕ の増大に伴ってせん断ひずみは減少しこの結果加工硬化の影響が少なくなったためと思われる。通常工具と拘束工具による切削で得られるせん断応力の平均値 $\bar{\tau}_s$ は切削速度 $V=30$ m/minで 95 kg/mm²、 60 m/minで 82 kg/mm²となった。以下の切削抵抗の解析にはこの $\bar{\tau}_s$ を一定として計算する。

図4は、前述の三次元切削模型にもとづいて作成された理想的拘束工具の一例で切りくず流出方向、A実線B破線(太)で囲まれる切削面積、A実線D破線(細)で囲まれる自然接触域及び二次元切削で得られる最適拘束長さ(切

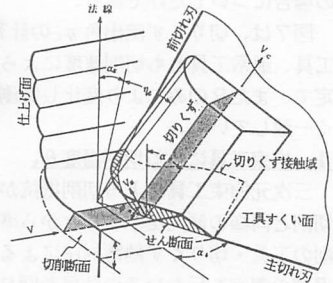


図 1

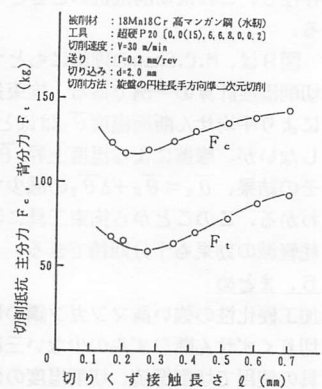


図 2

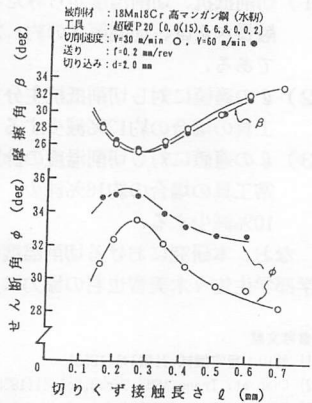


図 3

刃各点の切削厚さ t_1 の1.2倍)をもつA, C実線で囲まれる領域を示す. このような微小 ℓ の拘束工具の場合、一次、二次すくい面境界 R をノーズ半径 R で近似でき、実験用拘束工具には、この形状を放電加工して用いた。

図5は、前述のエネルギー解法により計算された種々の拘束長さをもつ三次元拘束工具による切削抵抗計算値と実測値の比較である。二次元切削と同様、拘束長さに切削抵抗を最小にする適値が存在し、計算値、実測値とも傾向は良く一致していると言える。

図6は、ノーズ半径 R を0.5、1.0、1.5、2.0mmに変えた場合の切削抵抗の変化を同様に示す。ただし拘束工具による実測は、切刃平行部での拘束長さ ℓ が0.25mmでノーズ半径 R が1.0と2.0mmの場合についてだけである。

図7は、切りくず流出角 η_c の計算値、実測値の比較で拘束

工具、通常工具とも切削速度によらずほぼ一定で、また R のみにより変化し実測値とも良く一致している。

4. 拘束工具による切削温度 θ_t

三次元拘束工具による切削抵抗が、二次元切削と同様の傾向を示すことから準二次元切削の工具・切りくず熱電対法による平均切削温度の測定を行ないその結果を図8に示した。同図からも切削温度を最小にする ℓ の適値が存在し、これは切削抵抗のときと一致している。

図9は、M.C.Shawの理論にもとづいた平均切削温度計算の一例である。拘束長さの縮小により平均せん断面温度 $\bar{\theta}_s$ はほとんど変化しないが、摩擦による温度上昇 $\Delta\bar{\theta}_f$ は減少しその結果、 $\bar{\theta}_t = \bar{\theta}_s + \Delta\bar{\theta}_f$ の減少することがわかる。このことから拘束工具には、工具摩擦軽減の効果も十分期待できる。

5. まとめ

加工硬化性の強い高マンガン鋼の切削では、切りくずせん断ひずみの少ない三次元拘束工具の使用で切削抵抗、切削温度の低減に効果があることがわかった。

- 1) 切削抵抗、切削温度からみた切りくず接触長さ ℓ は、切削厚さの約1.2倍が適値である。
- 2) ℓ の適値に対し切削抵抗主分力は、通常工具の場合の約12%減少する。
- 3) ℓ の適値に対し切削温度の計算値は、通常工具の場合の約16%減少、実測値で約10%減少する。

なお、本研究における切削温度の解析は、学部学生佐々木美智也君の協力によった。

参考文献

- 1) 竹山：精密機械，21第3号(1955)
- 2) Chao et.：Trans. ASME Ser. B, Vol. 81(1959)
- 3) Usui et.：Trans. ASME J. Engg. Ind., Vol. 88, No. 2(1964)
- 4) Usui et.：Trans. ASME J. Engg. Ind., Vol. 100, No. 2(1978)

