九州大学学術情報リポジトリ
Kyushu University Institutional Repository

ロータリ耕うん抵抗波形の幾何学的解析

坂井, 純
九州大学農学部農業機械学講座

山中, 捷一郎
九州大学農学部農業機械学講座

岩崎, 浩一
鹿児島大学農学部農業システム工学研究室

https://doi.org/10.15017/23549

出版情報：九州大學農學部學藝雜誌. 49 (3/4), pp.197-206, 1995-03. 九州大學農學部
バージョン：
権利関係：

九大農学芸誌 (Sci. Bull. Fac. Agr., Kyushu Univ.)
第49巻 第3・4号 197-206 (1995)

ロータリ耕うん抵抗波形の幾何学的解析

坂井 純・山中 捷一郎・岩崎 浩一*
九州大学農学部農業機械学講座

(1994年12月16日受理)

Geometrical Analysis of the Rotary Tillage Resistance

Jun SAKAI, Shoichiro YAMANAKA and Koichi IWASAKI
Laboratory of Agricultural Machinery, Faculty of Agriculture,
Kyushu University, Fukuoka 812-81

緒　　言

ロータリ耕うん時の耕うん抵抗波形は，耕うん刃の形状，土壌状態(土壌組成，含水比，硬度)，耕うん時の耕うん土塊の表面形状（左右にある耕うん刃との相対的な取付け角度)，耕うん条件（耕うん時の走行速度，耕うん軸の回転速度，耕深）等により異なる．例えば，関東東山農機具部（1960）および吉田（1965）によると，耕うん時の実耕うんピッチと耕深の変化は，耕うん抵抗波形の最大値，耕うんエネルギ，耕うん回転角度の大きさに影響を与える．耕うん土壌から見れば，土壌硬度が高くなると，耕うん抵抗波形は先端が鋭いピーク値を有する形状となる．

また，耕うん刃の耕うん軸への取付け位置が異なると，耕うんされる土壌の形状の差異により耕うん波形の大きさおよび形状が変化する．このことは，特に耕うん刃が耕うん軸の左右最外端刃であるか，あるいは，その両側に耕うん刃が装着されている中間刃であるかによって大きく変化する．

柴田・坂井（1977）は1本の耕うん刃に発生する耕うん抵抗を詳細に測定した．この測定は設計論的な見地に基づくため回転半径が220mmの和式なた刃を用い，土壌条件を土壌表面がひび割れを起こさない範囲まで乾燥させた硬い状態（山中式硬度計，約10 kg f/cm^2，含水比，約31%）にし，耕深は最大耕深として考えられる13cmに設定して行なっている．そして，得られた耕うん波形の形状を四辺形モデルとして捉えるとともに，6種類の打込みパターンから発生する耕うん抵抗波形を決定する要素を実験式で表わした．なお，坂井・陳鵬ら（1990）は，この実験式を用いて耕うん刃の配列設計を行い，実測値と精度良く適合することを明らかにした．

本研究は耕うん抵抗波形を更に詳細に検討するため，耕うん刃を直刃部と先端わん曲部の構成要素に分離して，それぞれの耕うん抵抗波形の大きさおよび形状を明らかにする．そのため耕うん抵抗波形を新たに後述するような予測モデルとして捉え，実験で得られた波形と比較して，この妥当性を検討する．

耕うんトルク波形の幾何学的表示

1本の耕うん刃が土を切削する時に発生する耕うんトルク波形は，直刃部と先端わん曲部の耕うんトルクの合計である．そこで，各々の耕うんトルクの波形を図1のように考え，図中の記号を以下のように規定する．

T_M ：耕うん刃1本の耕うんトルクの最大値 (kgf・m)

T_C ：凹み点における耕うん刃1本の耕うんトルク (kgf・m)

T_{MS} ：先端わん曲部の耕うんトルクの最大値 (kgf・m)

T_D ：直刃部の耕うんトルクの最大値 (kgf・m)

δT_C ：θ_C点における耕うん刃1本の耕うんトルク陥没量 (kgf・m)

T_{C1} ：陥没がない時のθ_C点における耕うん刃1本の耕うんトルク (kgf・m)

* 鹿児島大学農学部農業システム工学研究室

T_{CS1}：陥没がない時の θ_C 点における先端わん曲部の耕うんトルク (kgf•m)

T_{CS}：凹み点における先端わん曲部の耕うんトルク (kgf•m)

T_E：θ_E における耕うんトルク (kgf•m)

θ_A：耕うん開始点から最大耕うんトルクが発生するまでの耕うん刃１本および先端わん曲部の耕うん回転角度 (deg.)

θ_E：耕うん開始点から耕うんトルク T_E が発生するまでの耕うん刃の耕うん回転角度 (deg.)

θ_C：耕うん開始点から耕うんトルクの凹み点までの耕うん刃１本および先端わん曲部の耕うん回転角度 (deg.)

θ_D：耕うん開始点から直刃部の最大耕うんトルクが発生するまでの耕うん刃の耕うん回転角度 (deg.)

θ_1：耕うん１行程の耕うん刃の耕うん回転角度 (deg.)

図中の実線の波形は全体刃の耕うんトルク，一点鎖線は直刃部，二点鎖線は先端わん曲部の耕うんトルク波形を表わしている．耕うんトルク波形を模式化して考えるため，次のような仮定を行なった．

全体刃の耕うんトルク波形は柴田・坂井 (1977) の実験結果により，四辺形 A・T_M・T_C・D で表わされる．この波形は耕うん開始後，回転角度 θ_A で最大値 T_M を有し，回転角度 θ_C および θ_E で，それぞれ，T_C，T_E となって回転角度 θ_1 で耕うんを終了する．

直刃部で発生する耕うんトルク波形は三角形 A・T_D・C で表わされる．この波形は耕うん開始後，回転角度 θ_D で最大値 T_D を有し，直刃部が土から離脱する回転角度 θ_E まで，直線的に減少する傾向があると考えられる．

直刃部の耕うんトルク波形を上述したように仮定できるなら，先端わん曲部の耕うんトルク波形は，全体刃の波形から直刃部の波形を引いた波形，すなわち五辺形 B・T_{MS}・T_{CS}・T_E・D で表わされる．

この波形は直刃部での耕うんトルクが最大値となる回転角度 θ_D を起点として回転角度 θ_A で最大値 T_{MS} を有し，回転角度 θ_C において土のせん断により発生する凹み点を示す耕うんトルク T_{CS} を経て，回転角度 θ_1 で終了する傾向があると考えられる．

また，先端わん曲部と全体刃のそれぞれの耕うんトルク最大値 T_M と T_{MS} が発生する回転角度 θ_A は同一と仮定する．

これらの耕うんトルク波形の形状を表示する各点を図１の幾何学的な関係より求めると，全体刃の耕うんトルク S_T の面積は，（1）式で表わされる．

$$S_T=\frac{T_M\theta_A}{2}+(\theta_C-\theta_A)\left\{T_C+\frac{(T_M-T_C)}{2}\right\}+\frac{(\theta_1-\theta_C)T_C}{2}$$

$$=\frac{1}{2}\{T_M\theta_A+(T_C+T_M)(\theta_C-\theta_A)+(\theta_1-\theta_C)T_C\}$$

$$=\frac{1}{2}\{T_M\theta_C+(\theta_1-\theta_A)T_C\} \qquad (1)$$

回転角度 θ_C における全体刃の耕うんトルク T_{C1} および先端わん曲部耕うんトルク T_{CS1} は，各々，(2)および(3)式で表わされる．

$$T_{C1}-T_M=\frac{T_E-T_M}{\theta_E-\theta_A}(\theta_C-\theta_A) \text{ より，}$$

$$T_{C1}=\frac{1}{\theta_E-\theta_A}\{(\theta_E-\theta_A)T_M+(\theta_C-\theta_A)(T_E-T_M)\} \qquad (2)$$

$$T_{CS1}-T_{MS}=\frac{T_E-T_{MS}}{\theta_E-\theta_A}(\theta_C-\theta_A) \text{ より，}$$

$$T_{CS1}=\frac{1}{\theta_E-\theta_A}\{(\theta_E-\theta_A)T_{MS}+(\theta_C-\theta_A)(T_E-T_{MS})\} \qquad (3)$$

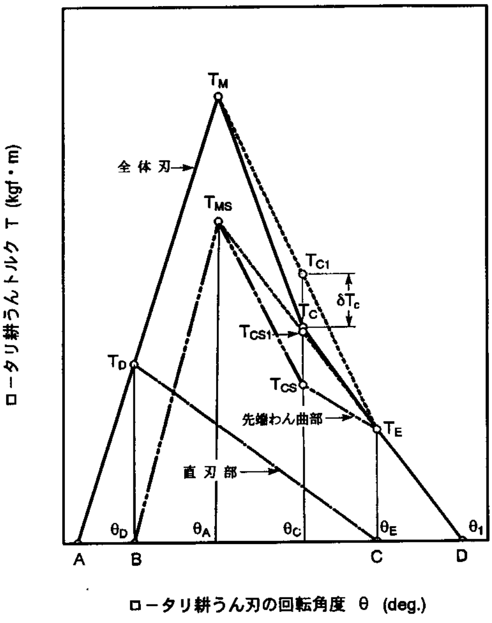

図１　予測したロータリ耕うんトルク波形の分割図

回転角度 θ_Cにおける全体刃の耕うんトルクの凹み点の値を δT_Cとすると，この値は，(4)式で表わされる．

$$\delta T_C = T_{C1} - T_C \qquad (4)$$

凹み点における先端わん曲部の耕うんトルク T_{CS}は図1に示す幾何学的な関係から，次式が成立する．

$$T_{CS} = T_{CS1} - \delta T_C = T_{CS1} - T_{C1} + T_C$$

よって，上式に(3)式および(4)式を代入すると，(5)式で表わされる．

$$T_{CS} = \frac{(\theta_E - \theta_C)(T_{MS} - T_M)}{\theta_E - \theta_A} + T_C \qquad (5)$$

先端わん曲部で発生する耕うんトルク波形の面積 S_Sは，(6)式で表わされる．

$$S_S = \frac{1}{2}\{(\theta_A - \theta_D)T_{MS} + (\theta_C - \theta_A)(T_{CS} + T_{MS}) + (\theta_E - \theta_C)(T_E + T_{CS}) + (\theta_1 - \theta_E)T_E\}$$
$$= \frac{1}{2}\{(\theta_C - \theta_D)T_{MS} + (\theta_E - \theta_A)T_{CS} + (\theta_1 - \theta_C)T_E\} \qquad (6)$$

回転角度 θ_Eにおける全体刃の耕うんトルク波形の点 T_Eは，(7)式で表わされる．

$$T_E = \frac{(\theta_1 - \theta_E)}{(\theta_1 - \theta_C)} T_C \qquad (7)$$

ここで，(5)式および(7)式を(6)式に代入すると，先端わん曲部で発生する耕うんトルク波形の面積 S_Sは，(8)で表わされる．

$$S_S = \frac{1}{2}\{(\theta_E - \theta_D)T_{MS} - (\theta_E - \theta_C)T_M + (\theta_1 - \theta_A)T_C)\} \qquad (8)$$

いま，全体刃の耕うんトルク波形の面積 S_Tに対する先端わん曲部の耕うんトルク波形の面積 S_Sの割合を分配係数 Z で表わすと，T_{MS}は，(1)式および(8)式より(9)式で表わされる．

$$Z\{T_{MS}\theta_C + (\theta_1 - \theta_A)T_C\} = \{(\theta_E - \theta_D)T_{MS} + (\theta_1 - \theta_A)T_C - (\theta_E - \theta_C)T_M\}$$

$$T_{MS} = \frac{1}{(\theta_E - \theta_D)}[\{\theta_E - \theta_C(1 - Z)\}T_M + (\theta_1 - \theta_A)(Z - 1)T_C \qquad (9)$$

凹み点における先端わん曲部の耕うんトルク T_{CS}は，(5)式および(9)式より(10)式で表わされる．

$$T_{CS} = \frac{(\theta_E - \theta_C)}{(\theta_E - \theta_D)(\theta_E - \theta_A)}[\{\theta_D - \theta_C(1 - Z)\}T_M + (\theta_1 - \theta_A)(Z - 1)T_C] + T_C \qquad (10)$$

以上の式より，全体刃および直刃部，先端わん曲部で発生する耕うんトルク T_T，T_K，T_Sの模式化が可能となる．

図1に示した各々の回転角度 θ ごとの耕うんトルクは，(11〜15)式で表わされる．

1）$\theta < \theta_D$

$$T_K = T = \frac{T_M}{\theta_A}\theta, \quad T_S = O \qquad (11)$$

2）$\theta_D \leqq \theta < \theta_A$

$$T_S = \frac{T_{MS}}{\theta_A - \theta_D}\theta,$$

$$T_K = T - T_S = \left(\frac{T_M(\theta_A - \theta_D) - T_{MS}\theta_A}{\theta_A(\theta_A - \theta_D)}\right)\theta \qquad (12)$$

3）$\theta_A \leqq \theta < \theta_C$

$$T_S - T_{MS} = \frac{T_{CS} - T_{MS}}{\theta_C - \theta_A}(\theta - \theta_A)$$

$$T_S = \frac{T_{CS}(\theta - \theta_A) + T_{MS}(\theta_C - \theta)}{\theta_C - \theta_A} \qquad (13)$$

4）$\theta_C \leqq \theta < \theta_E$

$$T_S - T_{CS} = \frac{T_E - T_{CS}}{\theta_E - \theta_C}(\theta - \theta_C)$$

$$T_S = \frac{T_E(\theta - \theta_C) + T_{CS}(\theta_E - \theta)}{\theta_E - \theta_C}$$

$$T_K = T - T_S = \frac{(\theta_E - \theta)(T_C - T_{CS})}{\theta_E - \theta_C} \qquad (14)$$

5）$\theta_E \leqq \theta \leqq \theta_1$

$$T_S = T = \left(\frac{\theta_1 - \theta}{\theta_1 - \theta_E}\right)T_E, \quad T_K = 0 \qquad (15)$$

耕うんトルクの測定

本実験は仮定したトルク波形の妥当性を検討するため，1本の耕うん刃（全体刃）で発生する耕うんトルクと直刃部のみの耕うんトルクを求める．なお，先端わん曲部のみの耕うんトルクは測定が難しいので，全体刃と直刃部の耕うんトルクとの差とする．

実験は11.2kwのトラクタのロータリ耕うん装置に耕うん軸を取り付けて行なった．この軸の耕うん刃ホルダーは図2の耕うん刃打込み展開図に示すように，最左端の耕うん刃Aのホルダーを基準として回転逆方向に160°間隔で耕うん刃Bのホルダーが溶接されており，耕うん刃Cのホルダーは更に，回転逆方向に160°間隔で溶接されている．従来，中間打込み刃の平均値的な耕うん抵抗の計測は複雑な試験法が採用されていたが，坂井（1979）が開発した耕うん軸は『1本の中間刃の最も平均値的かつ標準的な打込み状態を示す耕うん刃Bにより耕うん抵抗波形を連続的に計測可能な構造』を有している．つまり，隣接する各ホルダー回転逆方向に160°ごとに耕うん刃を装着すれば，多数の耕うん抵抗波形が測定できる．

供試した耕うん刃を写真1に示す．実験は図2に示す耕うん刃の打込みパターンから図3に示す耕うんトルク波形が得られるように，次のような手順に従って行なった．

1）耕うん実験を正確に行うためには，耕うんされる土壌が均一な硬度分布と均平度を有している必要がある．そのため，耕うんする深さまで土壌硬度（4～6kgf/cm^2）が一様になるように足で十分に踏圧して固め，その後，耕深を一定とするためにロータリ耕うん装置で土壌表面を水平および均平に削った．続いて，整備した土壌は土壌硬度を高めると同時に含水比の一様化を図るため，1週間放置した．

2）実験に用いたトラクタはゴム車輪の代りにトラクタ機体の横揺れ防止のために設計した鉄車輪を装着し，走行時の車輪とレール間との間隙が左右1mm以内となるようにした．

3）ロータリ耕うんトルク測定時には，耕うん刃の側方荷重による耕うん装置の横揺れ防止のために，横揺れ除去装置を取り付けた．この装置は尾輪の代りに，ロータリ耕うん装置の動力伝達ギヤケースの反対側の側方板に支持されたベアリングによって，レールの両側が挟み込まれる機構となっている．

4）ロータリ耕うんトルクの測定に先だって，図2に示すような既耕地を作るため，耕うん軸の最外端と

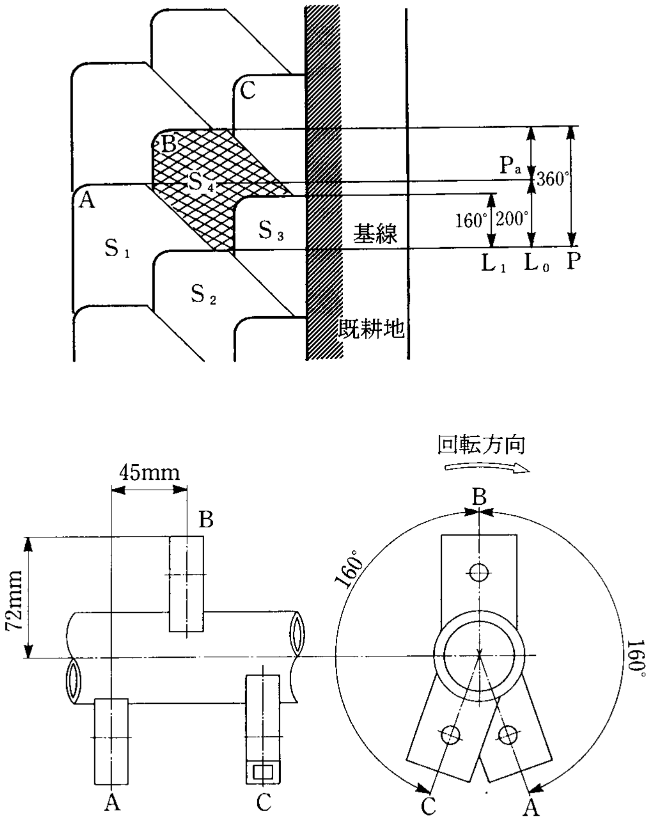

図2 耕うん刃を3本装着した時の打込み展開図と耕うん軸

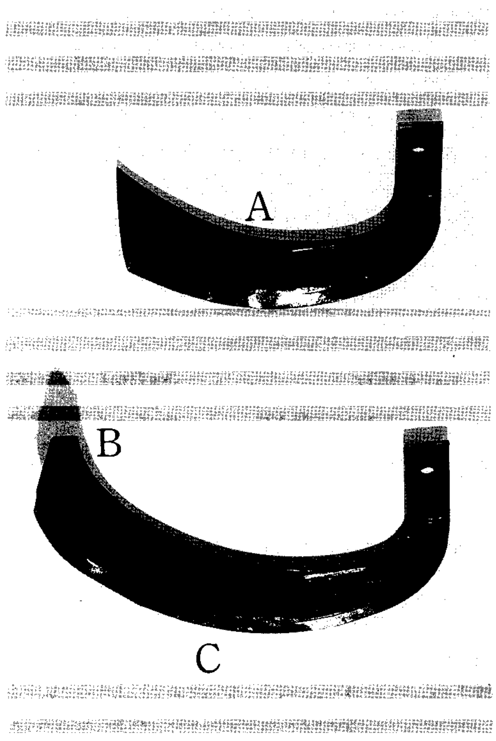

写真 1　供試したロータリ耕うん刃

A：直刃部（straight blade or straight portion）
B：先端わん曲部（blade tip or bending tip portion）
C：全体刃（standard blade）

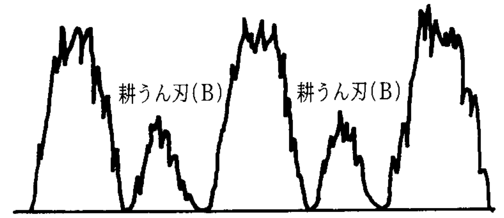

図 3　耕うん刃を 3 本装着した時のロータリ耕うんトルク波形

それに隣接する位置に装着した耕うん刃によって，縁わり耕うんを行なった．

5）既耕地に隣接した位置にあるロータリ耕うん軸のホルダーに，打込み境界設定用耕うん刃 A，測定用耕うん刃 B，打込み境界設定用耕うん刃 C を装着した．

6）実験は耕深と耕うん速度と耕うん軸の回転速度を設定してから行い，7 個の耕うんトルク波形が記録された後，終了させる．これらの作業により，土壌表面の境界条件を考慮した測定用耕うん刃 B の耕うんトルクの測定を行なう．続いて，直刃部耕うん刃による耕うんトルクの測定を行なった．

7）ホルダーに耕うん刃 B を取り付けて，耕土 S_2 を耕うんして除去した．

8）ホルダーに耕うん刃 A を付け替えて，トラクタを基線から L_0 だけ移動させた．

9）耕土 S_1 を耕うんし，除去した．

10）ホルダーに耕うん刃 C を付け替えて，基線から L_1 だけ移動させた．

11）耕土 S_3 を耕うんし，除去した．

12）先端わん曲部を切断した直刃部のみの耕うん刃を，B 刃の装着位置と同一のホルダーに取り付けた．

13）トラクタを基線から耕うんピッチ P だけ移動させ，その位置での基線をレール上に新しく描いた．

14）直刃部耕うん刃により耕土 S_4 を耕うんし，その時の耕うんトルクを測定した．

15）直刃部耕うん刃を全体刃に付け替えて，既に切込みの入った耕土 S_4 を耕うんした．そして，7 個の耕うんトルク波形が記録された後，直刃部による耕うん抵抗の実験を終了した．なお，この直刃部に関する上記の定置耕うん波形は通常の前進しながら耕うんする場合の波形と，極めて近似性があることが柴田・坂井（1977）により認められている．

16）耕深の測定は耕うん終了後，耕盤までの土塊を除去して耕深を 5 回測定し，その平均値とした．

模型刃による耕うん面積および切削弧の長さの測定

耕うん刃の耕うん抵抗の大小を調べる方法の一つとして，耕うん抵抗の測定に供試した耕うん刃の模型から耕うん面積および切削弧の長さを測定した．本来，耕うん刃は 3 次元的な形状を有しているが，測定を 2 次元的に行うため，供試した模型刃の先端わん曲部の形状寸法は投影させた大きさとした．測定に用いた模型刃は全体刃と直刃部である．測定は耕うんトルク抵抗の実験と同様に，耕うん条件を実耕うんピッチ 47mm，耕深 130mm に設定し，模型刃の回転半径が 220mm となる回転中心の位置を方眼紙上に取った．そして，模型刃を回転させ，直刃部が最初に地表面と接触する時の回転角度を 0°とし，その後，回転角度を 5°ごとに模型刃を回転させた．そして，その時の各模型刃の耕うん面積および切削弧の長さを測定した．

結果と考察

耕うん速度157mm/sec，耕うん軸の回転速度200rpm，実耕うんピッチ47mm，耕深130mmの実験条件で得られたトルク波形の処理は，0.01秒ごとにその時の値の大きさを読み取って耕うんトルクとし，その測定した耕うんトルク波形を図4に示す．

なお，図4の耕うんトルク波形は耕うん軸を空転させた時に耕うん刃の不平衡から生ずる波形の大きさが加味されている．また，波形処理を容易にするため，図3に示した実測波形の高周波成分はカットして表示した．したがって，耕うんトルクの絶対値は多少，真値より小さくなる傾向になる．

一方，1回転あたりの耕うんトルク波形面積（耕うんエネルギ）は，「耕うんトルク×耕うん回転角度」から求めた値で，その結果を表1に示す．ここで，全体刃の耕うんトルク波形とは直刃部と先端わん曲部の耕うんトルク波形の合計であり，直刃部耕うんトルク波形とは直刃部だけで測定した耕うんトルク波形である．

これらの図によると，両耕うんトルク波形の最大値が発生する時の回転角度には差が認められるが，両耕うんトルク波形ともほぼ同一な最大値を示している．また，耕うんが終了する時の回転角度には，大きな差が認められた．この原因は，耕うん終了時附近で発生する耕うん土壌の崩壊状態の違いによると考えられる．

更に，両耕うんトルク波形の形状を見ると，全体刃の耕うんトルク波形は，耕うん開始とともに最大値まで急激に増加し，最大値を経過後もほぼ同様な傾斜を示し，その後，やや緩やかに減少して凹み点を有する形状で耕うん終了点まで減少する．

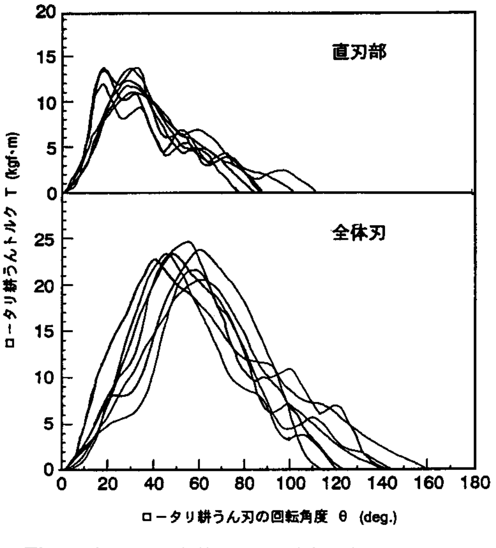

図4 実測した全体刃および直刃部のロータリ耕うんトルク波形

一方，直刃部耕うんトルクは，耕うん開始後，全体刃の耕うんトルクと同様に急激に増大するが，最大値に到達した後はより緩やかな傾斜を有して終了する．

実験で得られた全体刃の耕うんトルクおよび直刃部耕うんトルクの大きさと形状は図1の仮定を考慮して，直線回帰で表わすことを試みた．

全体刃では，次式となる．

$$y_{s1}=0.450x \quad (\text{kgf·m}) \quad (16)$$

$$y_{s2}=-0.342x+39.137 \quad (\text{kgf·m}) \quad (17)$$

$$y_{s3}=-0.167x+23.523 \quad (\text{kgf·m}) \quad (18)$$

表1 全体刃と直刃部の耕うんトルクおよびその波形面積

波形数	全体刃		直刃部	
	耕うんトルク	耕うん回転角	耕うんトルク	耕うん回転角
	kgf·m	rad.	kgf·m	rad.
1	11.831	2.085	5.430	1.554
2	9.725	2.242	5.657	1.382
3	9.737	2.882	6.415	1.833
4	9.070	2.556	5.686	1.495
5	9.675	2.561	5.322	2.034
6	8.441	2.582	5.106	1.554
7	9.519	2.315	4.847	1.833
平均	9.714	2.460	5.495	1.669

波形数	全体刃波形面積 S_T	直刃部波形面積 S_K	S_K/S_T
	kgf·m	kgf·m	
1	24.663	8.440	0.342
2	21.800	7.816	0.359
3	28.060	11.761	0.419
4	23.179	8.501	0.367
5	24.776	10.825	0.437
6	21.793	7.936	0.364
7	22.036	8.886	0.403
平均	23.758	9.166	0.386

実耕うんピッチ47mm，耕深130mm，土壌硬度5〜9kgf/cm²

直刃部では，次式となる．

$y_{t1}=0.534x$ (kgf・m) (19)

$y_{t2}=-0.169x+16.167$ (kgf・m) (20)

この結果を図5で表わし，全体刃および直刃部耕うんトルクの最大値の大小とその発生回転角度および耕うん終了時の回転角度を比較する．

全体刃の耕うんトルクの最大値は直刃部の約1.8倍，総回転角度に対する発生回転角度の比は全体刃で約35%，直刃部で約24%である．この最大耕うんトルクの発生時は，土壌硬度および含水比によって異なり，柴田・坂井（1977）の観察によれば，硬い植壌土で含水比が25～30%から33～36%に変化すると，総耕うん回転角度に占める角度の範囲は，(25～33%)から25%に変化する．

一方，両耕うんトルクの終了点を比較すると，全体刃の耕うん回転角度に対する直刃部の終了点の比は約68%である．

全体刃の波形における凹み点の大きさは最大耕うんトルクの約39%，直刃部の最大耕うんトルクの約70%である．その位置は全体刃の総回転角度の約63%であり，また，この点を直刃部の波形と比較すると，図1

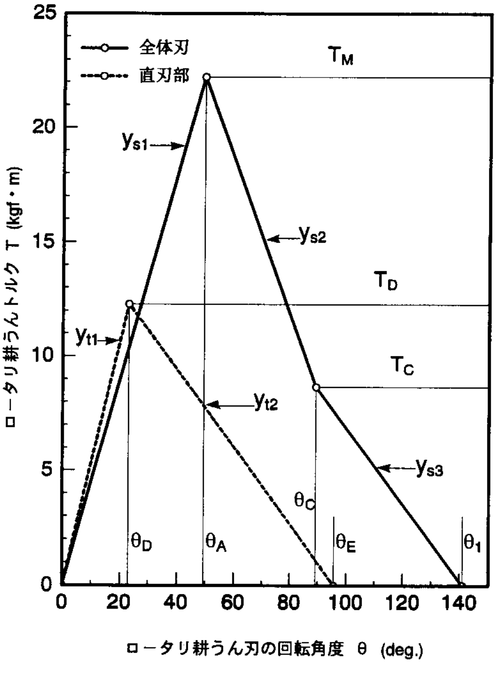

図5 実測した全体刃および直刃部のロータリ耕うんトルクの波形の模式図

で仮定したように直刃部の総回転角度の前方に存在した．

1回転あたりの全体刃と直刃部の耕うんエネルギの結果（表1）によると，耕うんエネルギ値の平均は全体刃で23.758kgf・mで，直刃部で9.166kgf・mとなり，全体刃は直刃部の約2.6倍である．この結果，先端わん曲部の占める耕うんエネルギは14.592kgf・mとなる．

仮定した直刃部と先端わん曲部の耕うんトルクの形状と大きさを耕うんエネルギ（S_k，S_s）から考えると，直刃部は硬い耕土に最初に打ち込まれて，せん断作用により耕土に切れ込みを与える作用をしている．

一方，先端わん曲部は進行方向に亀裂が入った耕土の直角方向に打ち込まれ，耕土をすくい上げて放てきする作用をしている．耕うんエネルギの大小を実験結果より比較すると，先端わん曲部の方が大きな値となっている．この理由は直刃部が耕土のせん断だけを分担しているのに対して，先端わん曲部はせん断および放てきを分担していることと，両者の回転半径の差によると考えられる．そこで，1回転あたりの全体刃に占める先端わん曲部の耕うんエネルギの比率は，(21)式で表わされる．

$$Z=1-\frac{S_{K1}}{S_{S1}+S_{K1}} \tag{21}$$

(21)式中のS_{K1}およびS_{S1}は，各々，直刃部および先端わん曲部で発生した耕うんトルク波形の面積である．いま，柴田・坂井（1977）が求めた耕うん刃1本の耕うんトルク波形を決定する実験式から，実耕うんピッチP_aを47mm，耕深Hを130mmとして，この比率を計算すると，$Z=0.694$となるが，今回の実測結果から計算した比率は$Z=0.614$となった．

一方，この比率については，ランバム ハイ・坂井ら（1984）は，直刃部と先端わん曲部が耕土に打込まれる時の切削長さを関数に取り入れて，分配係数として求めている．彼らが提案した式を以下に示す．

$$Z=\frac{L}{L+P_a} \tag{22}$$

ここで，Lは先端わん曲部の横幅の長さ，P_aは実耕うんピッチである．但し，この先端わん曲部の切削長さは耕うん刃の種類によって決まる固有の長さであり，また，直刃部の切削長さは，耕うんピッチと耕深によって変動する．

例として，上述した耕うん条件で計算して分配係数を比較すると，$Z=0.489$となる．すなわち，耕うん時

の先端わん曲部と直刃部の切削長さが，ほぼ等しい場合の耕うんエネルギの比率は約0.5になることを意味している．

この2つの実測例と柴田・坂井（1977）による耕うん刃1本の耕うんトルク波形を予測する実験式から計算した値に相違があるのは，図6に示す供試刃の直刃部と先端わん曲部の長さによると思われる．すなわち，両者の境界の定義の相違である．今回の実験では，直刃部が曲り始めた位置から先端までを先端わん曲部と考え，その長さを図6の弧ａｂｃで示した．

これに対して，ラムバンハイ・坂井ら（1984）は直刃部と先端わん曲部をｂ点で区分し，この先端わん曲部の長さを図6の弧ａｃで表した．この結果，全体刃に対する先端わん曲部の比率は前者の方が大きくなる．従って，全体刃に占める先端わん曲部の大きさが変動すると，図6に示すように全体刃に対する耕うんエネルギの比は前者では，先端わん曲部で61～69%，直刃部で31～39%となる．一方，後者では，先端わん曲部で49%，直刃部で51%となる．

また，これらの相違は実験時の測定耕うん刃から既耕地までの距離の差によると思われる．通常，既耕地は耕うん刃2本分に相当する距離の位置に設けるが，今回は図2に示すような位置に設けた．そのため，直刃部による耕土の切込みが，先端わん曲部の耕土の崩壊に影響を与えたと思われる．

また，IWASAKI(1992)は直刃部実耕うんピッチと先端わん曲部実耕うんピッチの概念を導入して，耕うん刃の直刃部と先端わん曲部の耕うんトルクの大きさ求めた．その結果，全体刃に占める耕うんトルクの大きさは直刃部で47%と先端わん曲部で53%となった．

模型刃による耕うん面積の測定から得られた耕うん刃の耕うん波形の構成状態を図7に示す．この図によると，直刃部の耕うん面積は直刃部が土壌表面に接触してから，耕うん刃の回転とともに直線的に増加し，回転角度が約8°で最大値に達した後，耕うんが終了する回転角度の53°附近まで直線的に減少する．一方，全体刃の耕うん面積は耕うん刃の回転角度が約25°に到達するまで直線的に増加し，その後，耕うんが終了する回転角度93°附近まで直線的に減少する．しかしながら，回転角度30°～40°附近で耕うん面積が減少することが認められた．この耕うん波形上での減少の出現については，柴田・坂井（1977）による耕うん刃1本の耕うん抵抗の実験からも認められている．

先端わん曲部の耕うん面積は，全体刃の耕うん面積から直刃部の耕うん面積を差し引いて表した．先端わん曲部の耕うん面積は耕うん刃の回転角度が約8°で土壌表面に接触し，全体刃と同様な傾向を示しながら，耕うん回転角度が約25°になる時に最大値となり，その後，耕うんが終了する回転角度93°附近まで減少する．

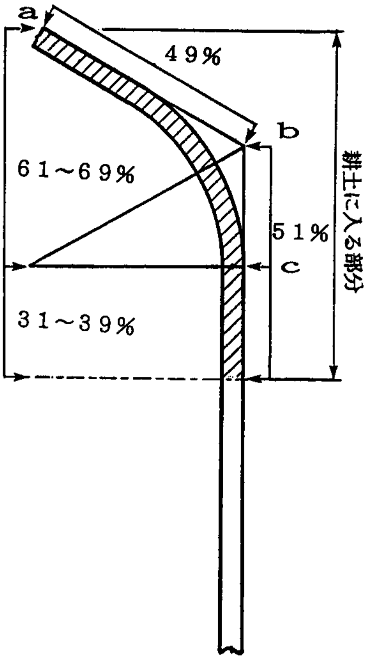

図6　直刃部および先端わん曲部の定義と耕うんエネルギ比率

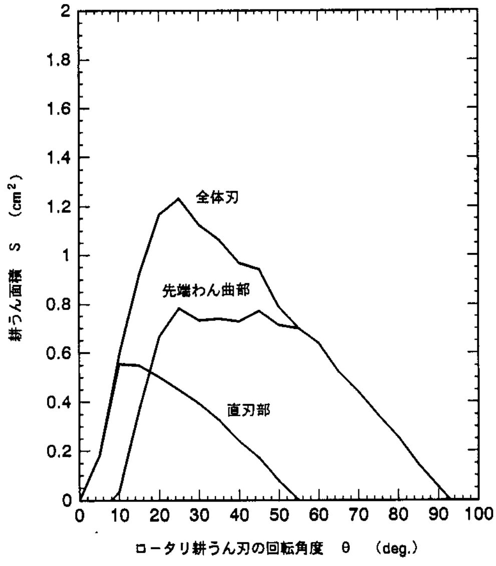

図7　模型刃による耕うん面積から見た耕うん波形

この結果を図1で予想した耕うん抵抗の構成要素と比較検討すると，各々の耕うん波形上で全体刃および先端わん曲部の最大値が同一の回転角度で出現することが認められたが，その後の耕うん波形の形状については異なる結果となった．この原因は先端わん曲部の耕うん接触面積の計算法にあると考えられる．すなわち，先端わん曲部が土に深く貫入するに従って，先端わん曲部と土との接触面積の形状が2次元的から3次元な変化をするからである．

このため，さらに耕うん波形の形状および大きさを詳細に検討するには，補正係数を関数で表示して耕うん接触面積を計算する必要がある．模型刃から直刃部と先端わん曲部の耕うん面積の比率を計算すると，直刃部で約29.5%，先端わん曲部で約70.5%となった．

一方，切削弧から全体刃および直刃部の耕うん波形を測定した結果と両者の差である先端わん曲部の耕うん波形を図8に示す．この方法で求めた結果と耕うん面積からの結果を比較すると，耕うん波形の各々の大きさは異なるが，形状には類似点が認められた．また，これらの値を耕うん抵抗の実測値と比較すると，耕うん波形の形状および大きさの一部に相違が認められた．しかしながら，一つの方法として，ロータリ耕うん抵抗波形の形状および大きさを近似的に耕うん面積および切削弧の長さから予測することは可能と思われる．

更に，耕うん抵抗を検討するには，本研究がロータリ耕うん抵抗波形の幾何学的な分割表示の可能性を検討しているにすぎないので，耕うん抵抗を詳細に検討するには，今後，精密な実験および解析が必要であると思われる．

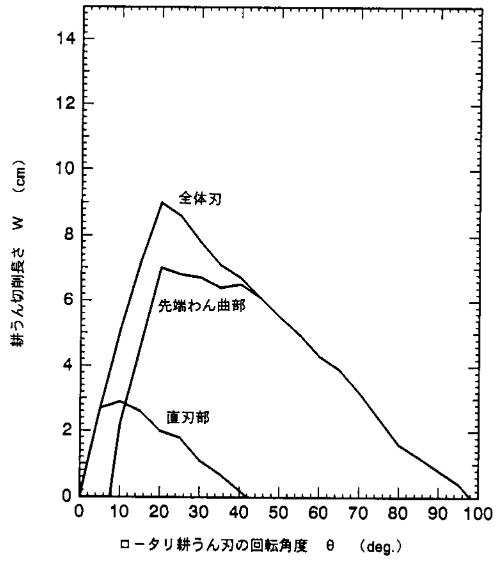

図8　模型刃による耕うん切削弧の長さから見た耕うん波形

摘　　要

ロータリ耕うん刃を構成する直刃部と先端わん曲部の耕うん抵抗を求めるため，耕うん回転角度ごとに各部から発生する耕うんトルク波形の大きさおよび形状を幾何学的に推定した．全体刃と直刃部の耕うんトルクを測定し，その形状および大きさを検討した．続いて，1回転あたりの全体刃と直刃部が占める耕うんエネルギから先端わん曲部に生ずる耕うんエネルギを計算し，全体刃との比率を検討した．また，耕うん抵抗の実測に用いた耕うん刃と同一な形状を有する模型を作成し，模型刃による耕うん面積および切削弧の長さから耕うん波形の形状を検討した．その結果を要約すれば，次のとおりである．

① 実測した全体刃の耕うんトルク波形は凹み点を有する四辺形，直刃部の耕うんトルク波形は三角形で表わせる．

② 実測した最大耕うんトルクを比較すると，全体刃は直刃部の約1.8倍，総回転角度に対する耕うんトルクの発生回転角度の比は全体刃で約35%，直刃部で24%である．

③ 実測した全体刃の耕うんトルク波形の凹み点の大きさは最大耕うんトルクの約39%，直刃部の最大耕うんトルクの約70%であり，その位置は全体刃の総回転角度の約63%である．また，この点を直刃部の波形と比較すると，図1で仮定したように直刃部の耕うんトルク終了点の前方にある．

④ 実測した耕うん時の耕うん刃の1回転あたり耕うんエネルギの平均値は全体刃では，23.758kgf•m，直刃部では9.166kgf•mとなり，全体刃は直刃部の約2.6倍である．その結果，先端わん曲部の占める耕うんエネルギは，14.592kgf•mである．

⑤ 全体刃に対する先端わん曲部（弧ａｃ）の耕うんエネルギの比率を実測値から求めると，0.614となる．

⑥ 耕うん抵抗の大きさおよび形状を模型刃の耕うん面積および切削弧の長さから比較検討した結果，全体刃と先端わん曲部の最大耕うん波形が出現する回転角度は良く一致した．また，直刃部の耕うん波形は回転角度の変化とともに最大値まで直線的に増加し，その後は耕うん終了まで直線的に減少した．この耕うん波形と実測した耕うん抵抗波形の形状には異なる点も

認められたが，近似的に耕うん抵抗波形を予測できると思われる．

文　献

Iwasaki. K, Y. Miyabe, S. Kashiwagi, and J. Sakai 1992 Tillage Resistance on Tip and Straight Portion of Rotary Blade. *Mem. Fac. Agr., Kagoshima Univ.*, **28**: 143-151

川村　登・梅田重夫・坂井　純　1980　耕うんづめの形状の分類．農業機械学会誌，**41**(1)：125-128

関東東山農機具部　1960　昭和34年度試験成績：20-43

坂井　純・ラムバンハイ・岩崎浩一・柴田安雄　1984　ロータリ耕なたづめの耕うん抵抗特性．農業機械学会誌，**46**(1)：593-598

坂井　純・陳　鵬・山中捷一郎　1990　ロータリ耕うん軸の最適設計理論及びエキスパートCADシステムの研究（第2報）．農業機械学会誌，**52**(4)：45-52

柴田安雄・坂井　純　1977　ロータリ耕用なた刃の耕うん抵抗特性．農業機械学会誌，**39**(4)：447-457

陳　鵬・坂井　純・野口良造　1991　ロータリ耕うん軸の最適設計理論及びエキスパートCADシステムの研究（第3報）．農業機械学会誌，**53**(2)：53-61

陳　鵬・坂井　純・溝田武人・野口良造　1991　意志決定支援型エキスパートCADシステムの構築に関する研究．九州大学農学部学芸雑誌，**44-4**：143-164

吉田富穂　1965　動力耕うん機械用鉈刃耕うん刀の形態に関する実験的研究．北海道大学附属農場報告 **13**：41-225

Summary

The rotary blade consists of two portions which influence a tillage resistance, i. e, the straight portion and the bending tip portion. First, the total tillage torque curve induced in the standard blade was measured by the tillage tests. Secondly, a tillage torque curve induced in the straight portion was measured by the tillage test using the rotary blade, which was cut off the bending tip portion. Then, the tillage torque curve induced in the bending tip portion was calculated by subtracting the one induced in the straight portion from the standard one.

The following results are obtained in this study.

1) The total tillage torque curve can be depicted approximately by a quadrilateral with a concavity, and the one in the straight portion by a triangle.

2) The average of the maximum total torque was 1.8 times as large as one in the straight portion. The occurrence of the maximum torque in the standard blade and the straight portion appeared at 35% and 24% (average) of the total curve rising period, respectively.

3) The average of total torque in the deepest point of the concavity was 39% of the maximum one, and it appeared at 63% (average) of the period.

4) The average of the tillage energy per revolution was 23.758 and 9.166kgf. m in the standard blade and in the straight portion, respectively. Then, the one in the bending tip portion was predicted to be 14.592 kgf. m. Therefore, the tillage energy dissipated in the straight portion and in the bending tip portion were predicted to be 39 and 61% (average), respectively, of the total tillage energy.

5) The area of tillage surface and the length of cutting arc were plotted with the rotation angle. Consequently, it appeared that the rotation angles of the standard blade which the area and the length became the maximum agreed well with that of bending tip portion.

6) This curve was slightly different from the experimental curve, however, we may predict approximately the curve of tillage resistance by this method.