

【書類名】 新規性の喪失の例外証明書提出書

【提出日】 平成22年9月21日

【あて先】 特許庁長官殿

【事件の表示】

【出願番号】 特願2010-203800

【提出者】

【識別番号】 504139662

【氏名又は名称】 国立大学法人名古屋大学

【提出者】

【識別番号】 592199593

【氏名又は名称】 大同アミスター株式会社

【代理人】

【識別番号】 100096839

【弁理士】

【氏名又は名称】 曾々木 太郎

【電話番号】 06-6910-6950

【提出物件の目録】

【物件名】 発明の新規性の喪失の例外の規定の適用を受けるた
めの証明書および同訳文

特許庁発行
氏名 曾々木 太郎
(名称)

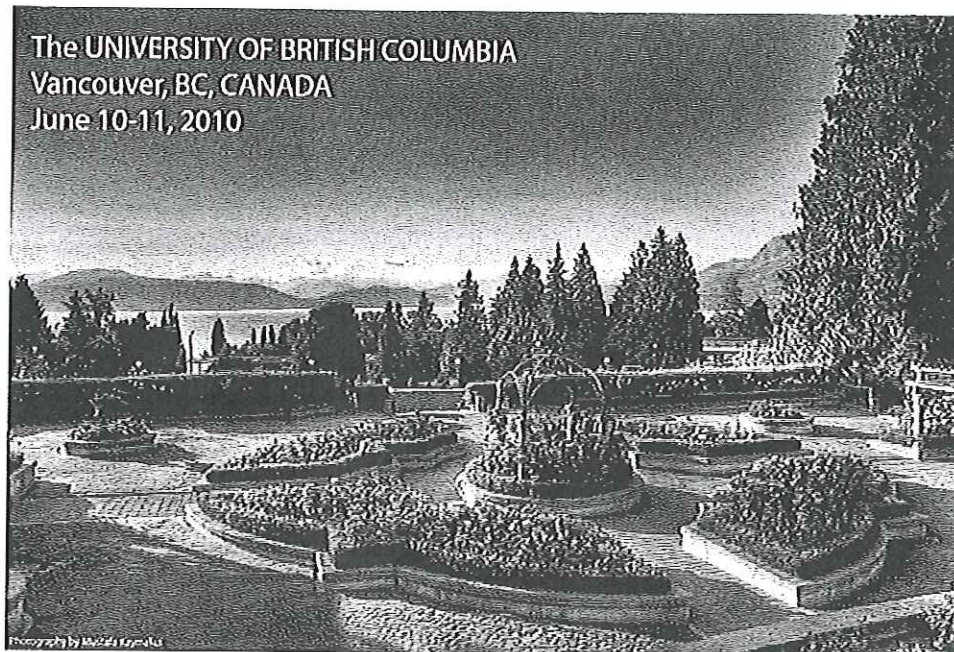
整理番号 039-7





June 10-11, 2010

2ND INTERNATIONAL CONFERENCE
Process Machine Interactions



CONFERENCE PROGRAM



Conference Location: Forest Sciences Centre (FSC),
University of British Columbia

2424 Main Mall, Vancouver, BC, V6T 1Z4

Contact Information: CIRP-PMI.com

Tel: (604) 827-4370 or (604) 827-4292

Chairman: Prof. Y. Altintas, University of British Columbia, Canada
Co-Chairmen: Prof. B. Denkena, University of Hannover, Germany
Prof. C. Brecher, WZL, RWTH Aachen, Germany

Scientific Session C – Metal Cutting Process

Chair: E. Budak, Vice Chair: M. Lundblad

Room: FSC1221

1:30pm - 5:30pm June 10, 2010

C1	Opening Talk: State of the Art in New Cutting Tool Development, M. Lundblad, Sandvik Coromant
C2	Simulation of Broaching Operations for Tool Design Optimization, E. Ozlu, S. Engin, C. Cook, T. El-Wardany, E. Budak
C3	Numerical Modeling of Segmentation Phenomenon in Orthogonal Cutting, X. Soldani, A. Muñoz-Sánchez, H. Miguélez, A. Molinari
C4	Residual Stresses after Dry Machining of Inconel 718, Experimental Results and Numerical Simulations, G. Le Coz, M. Marinescu, A. Moufki, D. Dudzinski
C5	Modeling Cutting Forces for 5-Axis Machining of Sculptured Surfaces, Y. Boz, H. Erdim, I. Lazoglu
COFFEE BREAK	
C6	Machining Process Optimization for Minimum Product Lifecycle Energy Consumption, L. Xu
C7	Modeling and Simulation Based Optimization of a Facing Process, R. Britz, H. Ulbrich
C8	Non-Circular Soft Turning of Bearing Rings – A Method to Minimize Geometric Deviations, E. Brinksmeier, B. Beekhuis, G. Goch, D. Stöbener
C9	Procedure for the Definition of Input Parameters for a Three-dimensional Finite Element Model for Ti6Al4V Orthogonal Cutting, R. Alvarez, R. Domingo, M. A. Sebastian
C10	Prediction of Thread Milling Instantaneous Cutting Forces, B. M. Imani, H. Abdollahzadeh, H. El-Mounayri
C11	Modeling of Cutting Forces Considering Chip-Tool Interaction and Flank Wear in Finish Hard Turning, S.K.Choudhury, G. Bartarya

Scientific Session M – Machine Tools

Chair: B. Denkena, Vice Chair: Y. Altintas

Room: FSC1005

1:30pm-5:30pm June 10, 2010

M1	Investigations on Dynamic Tool, Structure and Process Interaction, B., Denkena, D., Heinisch, M. Krüger, E. P., Stephan, M., Malschak, M. Andres
M2	Design and Stability Simulation of Active Systems for Portal Machines, C. Brecher, D. Manoharan, W. Klein
M3	Modeling Dynamics of Parallel Milling Processes in Time-Domain, E. Ozturk, E. Budak
M4	Suppression of Forced Chatter Vibration in Simultaneous Double-sided Milling of Flexible Plates, T. Mori, T. Hiramatsu, E. Shamoto
M5	An Investigation of Stability Dependence on Tool Wear, J. Karandikar, T. L. Schmitz
COFFEE BREAK	
M6	Dominant Vibration Frequencies in Milling Using Semi-discretization Method, Z. Dombvari, M. Zatarain, T. Insperger
M7	Prediction of Chatter-Free Cutting Conditions for High Performance Boring Operations, Y. Kurata, N. Suzuki, R. Hino, E. Shamoto
M8	Increasing Productivity in High Speed Milling of Airframe Components Using Chatter Stability Diagrams, R. Akcay, E. K. Memis, E. Ozlu, E. Budak
M9	Time-periodic Velocity-dependent Process Damping in Milling Processes, D. Bachrathy, G. Stépán
M10	Cutting Process Stability Improvement Exploiting the Dynamic Interaction between Process, Tool, Spindle, Machine and Control Sub-systems, P. Albertelli, G. Bianchi, N. Cau, M. Monno
M11	FEM Simulation and Experimental Evaluation of a Thin walled Components Dynamic Behaviour, F. Klocke, S. Kratz, D. Veselovac

2010 年 6 月 10・11 日

第二回国際会議

プロセスマシンインターアクション

ブリティッシュコロンビア大学

カナダ国ブリティッシュコロンビア州バンクーバー

2010 年 6 月 10・11 日

会議プログラム

会議場所：ブリティッシュコロンビア大学フォレスト・サイエンス・センター

科学部門M-マシンツール

部屋：FSC1005

2010年6月10日 午後1時30分-午後5時30分

M4 両面同時切削による低剛性板材の強制びり振動の抑制
森 達也、平松 智樹、社本 英二

Suppression of forced chatter vibration in simultaneous double-sided milling of flexible plates

Tatsuya Mori*, Tomoki Hiramatsu** and Eiji Shamoto**

*3-152, Hino, Daito, Osaka 574-0062, Japan, e-mail: t-mori@amistar.co.jp

** Furo-cho, Chikusa-ku, Nagoya 464-8603, Japan, e-mail: shamoto@mech.nagoya-u.ac.jp

Abstract: This paper presents a new method to finish flexible plates with high accuracy and high productivity. Precision steel plates are finished conventionally by face milling with electro-magnetic chucks. It is difficult to improve flatness of the flexible plates, because they deform to fit the chuck surfaces while clamped. The authors have applied simultaneous double-sided milling to solve this problem, but it causes forced chatter vibration which is not allowed in precision finishing. Thus, the new method is proposed and verified to suppress the forced chatter vibration, in which the both surfaces are finished simultaneously with single tooth milling cutters with synchronization so that the thrust forces are cancelled out on the both sides.

Keywords: Plate materials, Simultaneous double-sided milling, Forced chatter vibration

1. INTRODUCTION

Precision metal plates are widely used in various industries as basic mechanical parts. In most of conventional processes, rolled plates are finished by face milling or surface grinding while fixed on flat electro-magnetic chucks. The workpieces, e.g. rolled plates, are not accurately flat, and thus they are deformed to fit the flat chuck surfaces while they are chucked as shown in Fig. 1. They spring back after finished and released from the chuck. Therefore, it is difficult to improve the flatness of the plates by the conventional method.

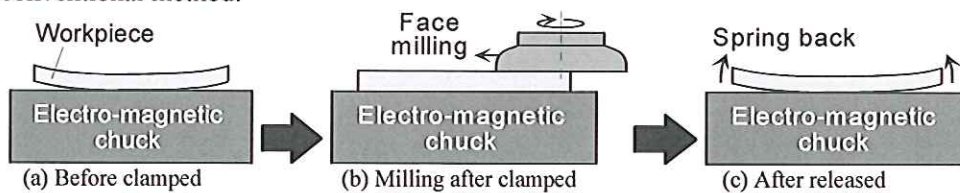


Figure 1; Conventional machining of precision steel plates.

The authors have applied simultaneous double-sided milling to machine the precision metal plates in order to improve the flatness and the machining efficiency drastically at the same time. The simultaneous double-sided milling technology has been utilized to finish two faces of rigid blocks simultaneously with high efficiency, but

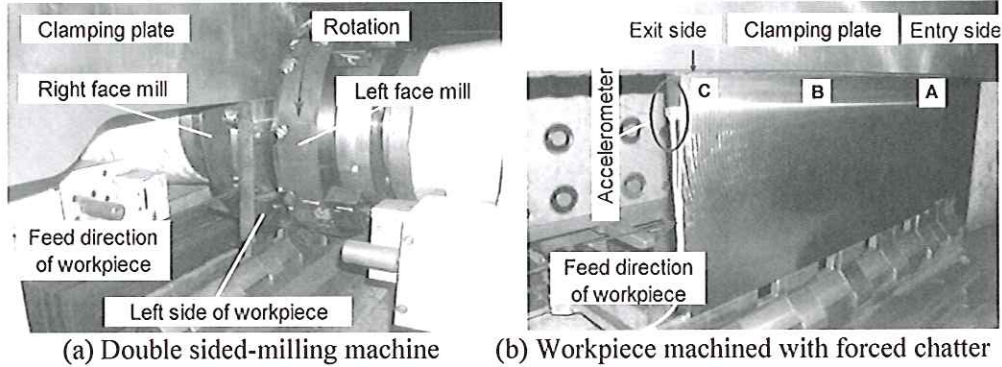


Figure 2; Photographs of double-sided milling process and machine.

it is normally difficult to apply this technology to flexible thin plates because their flexibility causes the chatter vibrations [Altintas, 2000; Davies *et al.*, 2000; Sébastien *et al.*, 2008; Suzuki *et al.*, 2009]. The authors have already developed a new method to suppress the regenerative chatter vibration in roughing by rotating the two milling cutters at slightly different speeds [Shamoto, *et al.*, 2010]. However, light forced chatter vibration remains, which is not allowed in finishing.

Therefore, the present research is focused on this forced chatter vibration. Single tooth milling is employed on the both sides in order to avoid disturbance force from additional teeth. Furthermore, the two spindles are synchronized so that the left and right teeth begin to cut at the same time and the cutting forces are cancelled out in the through-thickness direction. A prototype machine and a corresponding analytical model are developed, and the proposed technique is verified experimentally and analytically in the present study.

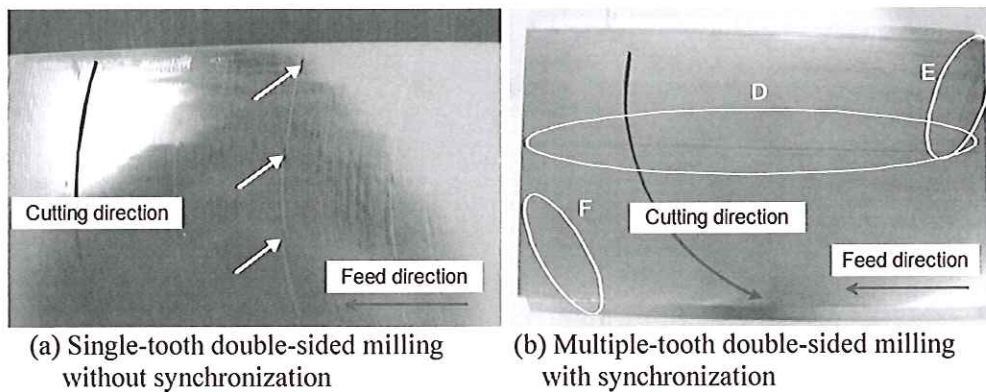


Figure 3; Photographs of thin workpieces machined with forced chatter vibrations.

2. DEVELOPMENT OF DOUBLE-SIDED MILLING PROCESS AND MACHINE FOR THIN PLATES

Fig. 2 shows the double-sided milling process and machine for thin plates developed in the present research, where the thin plate is fixed vertically with the thinner clamping plate, and then the both sides of the plate are machined simultaneously by the left and right face mills. Compared with the conventional method shown in Fig. 1, there are two remarkable advantages in the present method. The one is high machining efficiency. The efficiency is increased about three times, since the both sides are machined at the same time and it is not necessary to reverse the plate. The other advantage is high accuracy. The flatness is improved since the clamping in the across-the-width direction does not cause large deformation of the plate unlike the conventional electro-magnetic chuck.

However, there is a crucial disadvantage of low stiffness, which causes the forced chatter vibration in finishing as shown in Fig. 3. Fig. 3(a) shows a workpiece surface finished by single-tooth double-sided milling while the both spindle rotations are not synchronized. Because of the non-synchronization, the thrust forces were not cancelled and the thin workpiece began to vibrate when each tooth engaged with the workpiece. The white arrows in Fig. 3(a) show the vibration marks caused by the tooth engagement on the other side. Fig. 3(b) shows another example of forced chatter vibrations, which occurred in multiple-tooth milling while the spindle rotations were synchronized so that the teeth on the both sides engaged and disengaged at the same time. Since the multiple teeth engaged with the workpiece at the same time on each side, the slight vibration mark D shown in the figure was left on the surface in the moment that the successive teeth engaged with the workpiece at its upper edge. Note that the thrust forces can not be cancelled perfectly on the both sides, even though their rotations are synchronized. The vibration mark E was generated when the preceding teeth disengaged at the right edge, while F was formed due to engagement of the successive teeth at the left edge.

In order to minimize the forced chatter vibrations, a method is proposed, in which the single-tooth double-sided milling is applied with synchronization of the spindles so that the teeth begin to cut at the same time on the both sides. The spindles are

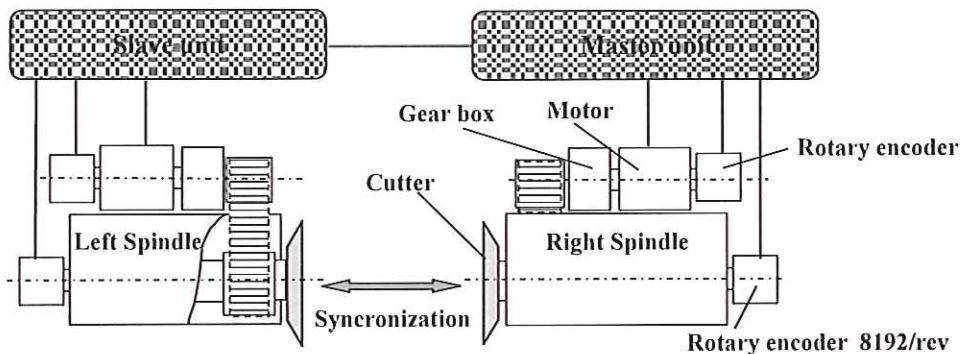


Figure 4; Developed control system to synchronize left and right spindles.

synchronized by the control system shown in Fig. 4. The both spindles and motors have rotary encoders as feedback sensors. The right spindle is controlled as a master to run at a specified speed, while the left spindle is controlled as a slave to follow the right spindle. Before machining, the left and right teeth are set exactly at the same rotational position.

3. ANALYTICAL MODEL OF FORCED CHATTER VIBRATION

The single-tooth double-sided milling process is schematically illustrated in Figs. 5(a) and (b). The left and right teeth engage with the workpiece without time difference in the ideal process as shown in Fig. 5(b), while they engage with slight time difference in the real process as shown in Fig. 5(a). This slight time difference causes imperfect cancellation of the thrust cutting forces, see Fig. 5(c), and consequently it generates impulsive force to excite the slight chatter vibration as shown in Fig. 5(d). According to this simple cutting force model, the chatter vibration $x(t)$ excited by the force $f(t)$ can be estimated by convolution integral of unit impulse response $g(t)$, as expressed by the following equation.

$$x(t) = \int_0^t g(t - \tau) f(\tau) d\tau \quad (1)$$

where the unit impulse response $g(t)$ was identified experimentally in the present study by the impulse response method. It is assumed for simplicity that the thrust force f_0 is

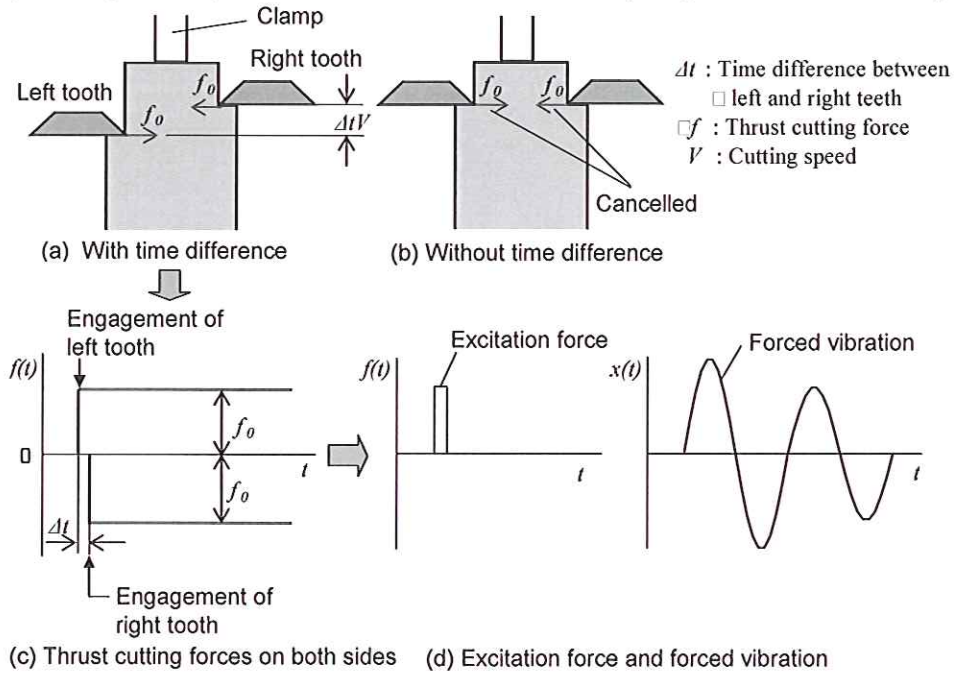


Figure 5; Model of forced chatter vibration.

constant, because change in the thrust force is negligible in short time difference between the both teeth. The thrust force at the beginning of cut in each cycle was measured in single-sided milling by using a dynamometer (9253A23 made by Kistler Instrument Corp.), and it was identified as $f_0=348$ N.

4. EXPERIMENTAL AND ANALYTICAL VERIFICATION

A series of machining experiments was carried out to verify the proposed method by utilizing the developed double-sided milling machine. The single-tooth milling cutters were attached to the both spindles. Uncut chip section in the cutting process is illustrated in Fig. 6, and the experimental conditions are summarized in Table 1. The time difference between the left and right teeth was set as pulse difference between the rotary encoders fixed to the spindles. As the encoder outputs 8192 pulses/rev and the spindle rotates at 200 min^{-1} , one pulse difference corresponds to about 0.0366 ms. Table 1 shows three different values for this pulse/time difference. The first one is the set value, which was input to the controller. The second is the actual value measured with the rotary encoders, i.e. feedback signal. The third is the value measured as phase shift between the chatter vibration marks left on the both surfaces, which is described below referring to Fig. 11(b). The pulse difference was set to be zero in the experiment No. 1, which is desired to suppress the forced chatter vibration. Its effect on the force chatter vibration was investigated in the experiment No. 2 by setting the difference to be 6

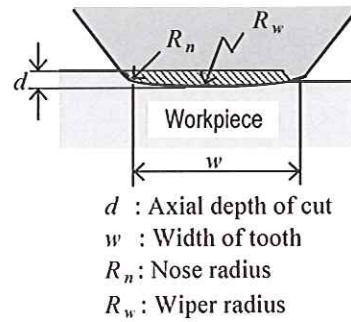


Figure 6; Uncut chip section.

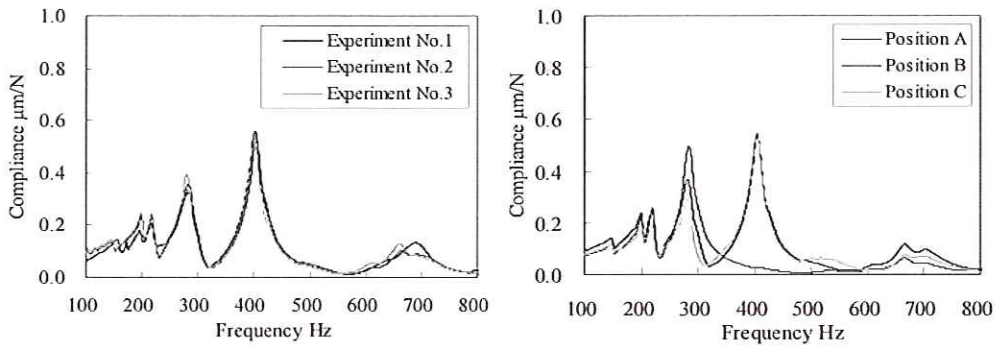
Table 1; Experimental conditions.

Experiment number		1	2	3
Pulse/time difference between left and right teeth number of pulses/ms	Set value	0/0	6/0.22	Single- sided milling
	Encoder signals	1/0.037	7/0.26	
	Chatter marks	Unclear	7.4/0.27	
Tool	Width w mm	4		
	Axial/radial rake angles deg	15/-15		
	Nose/wiper radius R_n/R_w mm	1/1000		
	Material	Cermet		
	Tool diameter mm	307.5		
Cutting conditions	Axial depth of cut d mm	0.1		
	Spindle speed min ⁻¹	200		
	Feed speed mm/min	800		
Workpiece material		Rolled steel (JIS:SS400)		
Dimension of workpiece mm		L450 x W200 x T16.2□T16.0		

pulses and in the experiment No. 3 by applying the single-sided milling.

The transfer functions of the workpiece structure were measured by the impulse response method with an impulse hammer (086C03 made by PCB) and an accelerometer (352C68 made by PCB) after each machining experiment at the positions A, B and C shown in Fig. 2(b), where the severest chatter marks were observed in many cases.

Fig. 7(a) shows the transfer functions measured at the position A after the experiments No. 1-3. It shows that the transfer functions were almost the same in the all experiments. Fig. 7(b) shows the transfer functions measured at the positions A, B and C after the experiment No. 1. The transfer functions measured at the positions A and C were almost the same, while that at B was different from the others. It does not have the peak at about 400 Hz, because this is a torsional resonant mode and it has a node at this central position. The vibration was measured during machining with an accelerometer



(a) Experiment No. 1-3 at position A

(b) Experiment No. 1 at different positions

Figure 7; Measured transfer functions of workpieces.

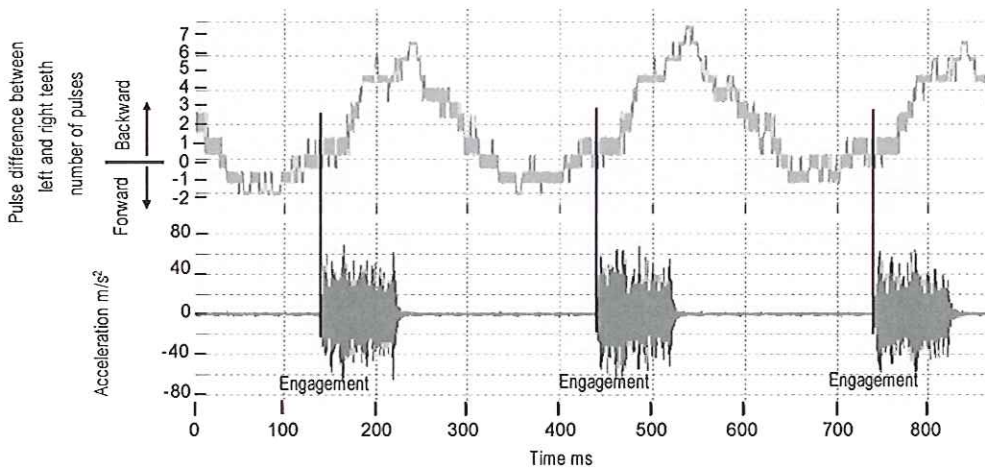


Figure 8; Pulse difference and acceleration measured during machining.

(356A01 made by PCB) attached on the exit side of the workpiece, see Fig. 2(b).

Fig. 8 shows the pulse difference measured with the rotary encoders and the measured acceleration in the experiment No. 1. Though the pulse difference was set to be 0 in this experiment, it was fluctuated slightly due to the periodically exerted cutting force. The figure shows that the difference was 1 pulse in each instant of engagement.

FFT analysis of the measured acceleration was conducted, and some of the results are shown in Fig. 9. The broken lines show harmonics of the tooth passing or spindle rotation frequency. The results indicate that the chatter vibrations were synchronized with the spindle rotation and that they were forced by the periodic milling force. Furthermore, the forced chatter vibration was significantly reduced in the experiment No. 1 by controlling the pulse difference to be zero.

The finished workpiece surfaces were scanned and measured by utilizing a laser displacement sensor (LT9010M made by Keyence Corp.) as a probe on an ultra-precision machine tool (NIC-300 made by Nagase Integrex Co., Ltd.). Fig. 10 shows the

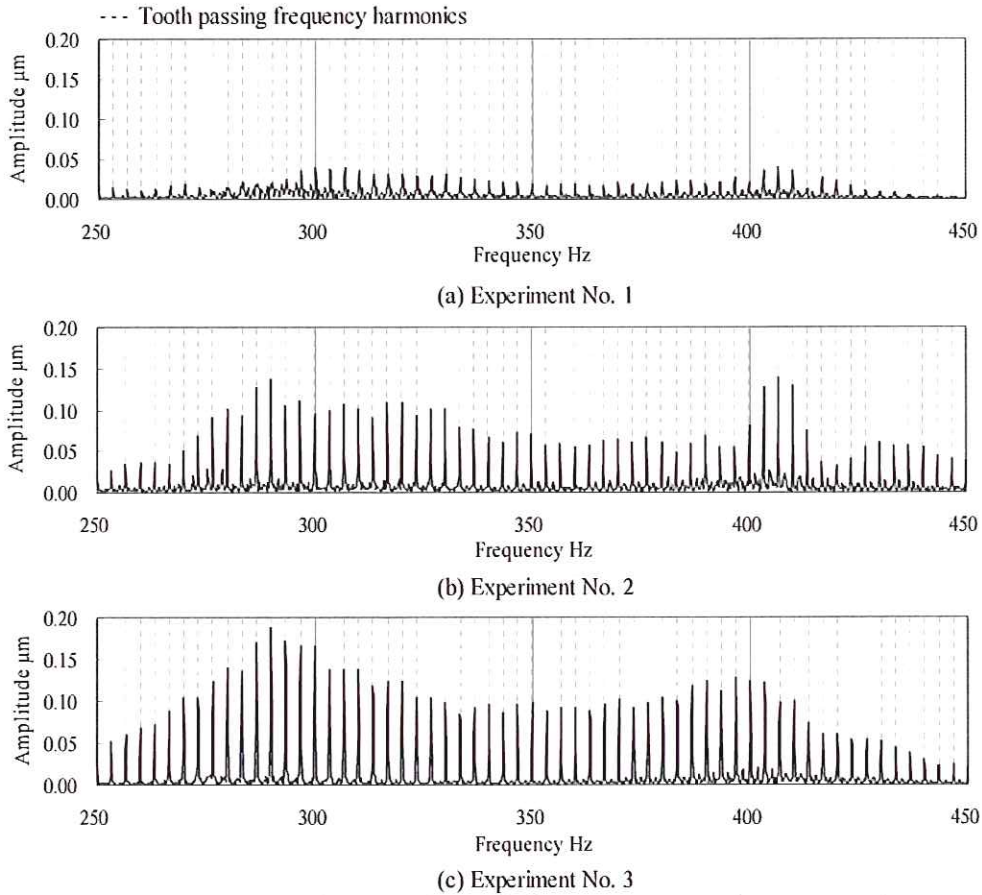


Figure 9; Results of FFT analysis of vibrations measured at position A.

measured right surface finished in the experiment No. 1 at position B. Fig. 10 (a) shows the surface topography, while Fig. 10 (b) shows the surface profile plotted along a tooth path. There are clear and regular feed marks on the surface. Slight chatter marks are also visible, but their amplitudes are a few microns at their peaks and they are acceptable in practice.

In Fig. 11, the profiles measured along tooth paths at the position B by the above method are compared with the displacements simulated by the simple model described in the previous chapter. Modal parameters were identified for dominant three modes whose resonant frequencies were about 200, 220 and 280Hz, see Fig. 7(b). Figs. 11(a), (b) and (c) show the results of the experiment No. 1, 2 and 3 respectively. The simulated displacements are plotted with the profiles of the right surfaces, which were finished by the master spindle. The simulation shown in Fig. 11(a) was conducted with a pulse difference of 2, and those shown in Fig. 11(b) were done with 6 and 8. The left profiles shown in Figs. 11(a) and (b) should be symmetrical to the right profiles shifted by the pulse differences, if the cutting process was perfect except the workpiece vibration. This is not clear in the experiment No. 1 because the pulse difference is similar to synchronization accuracy of the developed control system. On the other hand, as shown in Fig. 11(b), the left profile is almost symmetrical to the right one shifted by the pulse difference in the experiment No. 2. Fig. 11(c) shows that the single-sided milling causes large chatter vibration with a peak displacement of about 40 μm , which is not acceptable for precision plates. The peak displacement of about 40 μm was reduced to about 10 μm by applying the double-sided milling although there was a relatively large pulse difference of about 7, i.e. synchronization accuracy was low, as shown in Fig. 11(b). As the two cutters were synchronized accurately, the peak displacement was further reduced to about 4 μm successfully. The simulated displacements agree with the measured profiles, as shown in the figures. This indicates that the forced vibration observed in the present process can be understood by the simple model described in the present study, and that the chatter vibration can be minimized by reducing the pulse/time difference as well as the cutting force and the compliance.

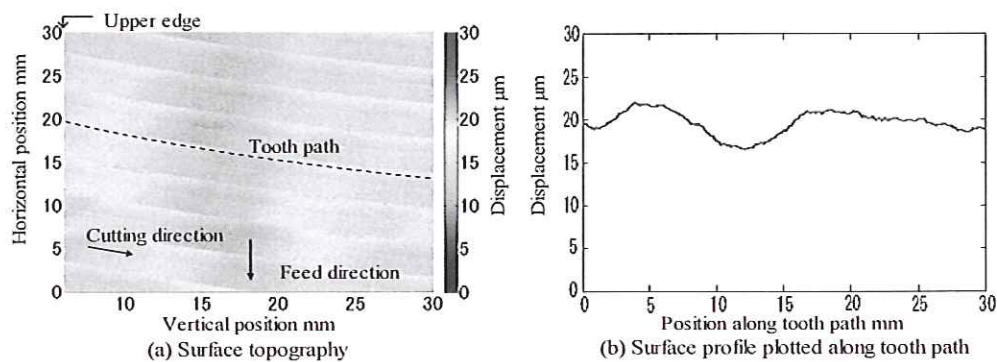


Figure 10; Measured profiles of workpiece surface finished in experiment No. 1 at position B.

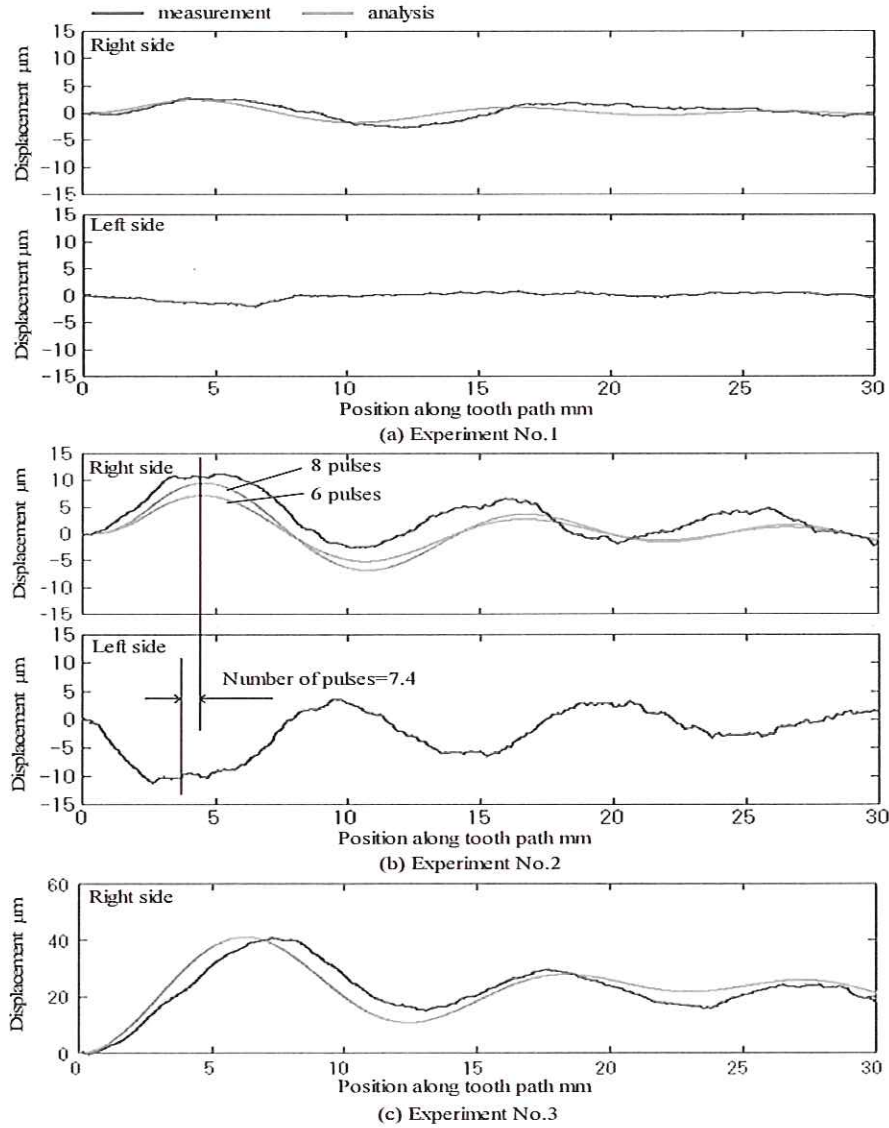


Figure 11; Comparison between profiles measured and displacements simulated at position B.

Roughness and flatness of the workpieces machined in the present study was measured with a contact surface profiler (SJ-201 made by Mitutoyo) at the position A and with a 3D coordinate measuring machine (BHN700 made by Mitutoyo). The results are compared with the single-sided conventional milling in Table 2. As shown in the table, the roughness is less than a targeted value of $12.5 \mu\text{m Pz}$ in the double-sided milling, and the flatness is improved about two times by the proposed method.

Table 2; Comparison of roughness and flatness between conventional and present methods.

Machining method		Double-sided		Single-sided		
Experiment No.		1	2	3	- (Conventional)	
Width of tooth w (Wiper radius R_w) mm		4 (1000)			1.6 □ □ Straight □	
Number of teeth		1			12	
Feed speed mm/min		800			200	
Roughness Pz μm	Left surface	6.62	12.18	27.98	7.12	8.56
	Right surface	5.57	11.57	-	7.99	8.79
	Average	6.10	11.88	27.98	8.12	
Flatness mm	Left surface	0.100	0.110	-	0.210	0.190
	Right surface	0.097	0.111	-	0.206	0.188
	Average	0.105		-	0.199	

5. CONCLUSION

The precise and efficient method was developed in the present research to finish flexible plates by applying the simultaneous double-sided single-tooth milling, in which the thrust cutting forces are cancelled out on the both sides by synchronizing the both milling cutters. The machine and the analytical model of the simultaneous double-sided milling with the synchronization control were developed, and it was confirmed experimentally and analytically that the forced chatter vibration can be suppressed to the satisfactory level by reducing the synchronization error. Furthermore, it was confirmed that the flatness of the finished thin plates is improved about two times and the machining efficiency is improved about three times by applying the proposed method.

REFERENCES

- [Altintas, Y., 2000] Manufacturing Automation, Cambridge Univ. Press.
- [Davies, M.A., et al., 2000] Davies, M.A.; Balachandran, B.; "Impact Dynamics in Milling of Thin-Walled Structures"; *Nonlinear Dynamics*, 22: 375-392.
- [Sébastien, S., et al., 2008] Sébastien, S.; Gilles, D.; Lionel, A.; "Surface roughness variation of thin wall milling, related to modal interactions"; *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 48, 261-274.
- [Shamoto, E., et al., 2010] Shamoto, E.; Mori, T.; Nishimura, K.; Hiramatsu, T.; Kurata, Y.; "Suppression of regenerative chatter vibration in simultaneous double-sided milling of flexible plates by speed difference", *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 59(1), to be published.
- [Suzuki, N., et al., 2009] Suzuki, N.; Ikada, T.; Hino, R.; Shamoto, E.; "Comprehensive study on milling conditions to avoid forced / self-excited chatter vibrations"; *Journal of the Japan Society for Precision Engineering*, 75(7) (895) pp.908-914.

両面同時切削による低剛性板材の強制びり振動の抑制

森 達也*、平松 智樹**、社本 英二**

*〒574-0062 日本国大阪府大東市氷野3-152、eメール:t-mori@amister.co.jp

**〒464-8603 日本国名古屋市千種区不老町

要約

低剛性板材を高精度かつ高能率に仕上げを行なう新しい提案を行うものである。従来、精密な板材は電磁石チャックで固定され仕上げ加工される。低剛性板材はチャックに固定されている間に変形されているので、その平面度を改善することが難しい。著者らはこの問題を改善するために、両面を同時に加工するフライス加工機を適用したが、仕上げ加工において許容値を外れる強制びり振動が発生してしまうことが問題となっている。そこでこの問題を解消するために、各1枚刃のカッターを同期させて両面を同時に切削することで、スラスト力を両方で相殺させる手法を提案し実証する。

キーワード：板材、両面同時加工、強制びり振動

1. 緒言

精密な板材は、機械部品として様々な工業分野に広く使用されている。従来プロセスの大半においては、圧延材をフラットな電磁石チャックに固定しておいて、面切削あるいは表面研削により仕上げがなされている。被削材、例えば圧延材は平坦ではないので、図1に示すように、平坦なチャック表面に固定される間に変形しているので、加工後にチャックより外されるとスプリングバックにより反りが戻る。したがって、従来方法では板材の平面度を改善することは難しい。

筆者らは、精密な板材の平面度と加工能率を同時に改善する加工方法として両面同時加工を適用した。両面同時加工技術は、ブロック品の高効率2面同時仕上げには適用されているが、曲がり易い薄板ではびり振動が発生するので、適用は困難である。[Altintas,2000; Davies ら,2000;Sebastien ら,2008;鈴木ら 2009] 筆者らは、粗切削において発生する再生型びり振動を2つのカッターの回転数差により防止する新しい方法を既に開発した。[社本ら,2010] しかし、この方法によっても軽度の強制振動は除去できないので、この方法は仕上げ加工において適用できない。

本論文ではこの強制びり振動について焦点をあてる。複数刃による外乱力を避けるために1枚刃切削を採用した。さらに、厚み方向の切削力を相殺するために、右と左の刃を同時に切削開始させるものである。本論文では開発された本機械と解析モデルについて実験と理論解析で実証する。

2. 薄板における両面加工プロセスと機械の開発

図2に、開発された薄板における両面加工プロセスと機械を示す。ここで、薄板はそれ

よりも薄いクランプ板に垂直に固定され、左右の工具で両面同時に加工される。この方式は図1に示した従来法に対し、2つの優位な点を有する。1つは高い加工能率である。これは、両面同時加工のために板の反転を必要としないので、3倍の効率が得られる。もう1つは、従来の電磁石チャックのように幅と垂直方向に大きな変形をさせないクランプ方式なので、平面度が改善される。

しかしながら、剛性が低いという不利な点があり、これにより図3に示すような強制びり振動が発生する。図3(a)に、両方の主軸を同期させないで、1枚刃で加工した際の加工後の被削材の表面を示す。同期させていないのでスラスト力が相殺されず、被削材に各々の刃が食付く際に、薄板は振動し始める。図3(a)中の白矢印は、反対側の刃が食付きする際の振動マークである。図3(b)は、複数刃で主軸を同期させ両方とも同時に食付きと離脱の際の強制びり振動の例である。それぞれの側で被削材には複数刃は同時に食付きしているが、図中の微小な振動マークDは、被削材の上端で後の刃が食付をした瞬間に表面に残されたものである。これは、回転は同期しているが、両方のスラスト力が完全には相殺されていないことを示している。振動マークEは、被削材の右端で先行する刃が離脱する際のもので、マークFは被削材の左端で後の刃が食付く際のものである。

強制びり振動を最小にするために、主軸を同期させた1枚刃での両面同時加工で、両側で刃が同時に加工を開始する方法を提案する。図4に、主軸の同期制御システム図を示す。両方の主軸およびモーターは、フィードバックセンサーとしてロータリーエンコーダーを有しており、右主軸はマスターとして、左主軸は右主軸に追従するスレーブとして制御される。加工前には左右の刃は同じ回転位置に正確にセットされる。

3. 強制びり振動の解析モデル

1枚刃での両面加工プロセスを図5(a)、(b)に示す。図5(b)は被削材への左右刃の食付きに時間差がない理想的な場合であり、図5(a)はわずかに時間差がある場合の実際の場合である。このわずかな時間差により図5(c)に示すように、完全にスラスト力が相殺されずに図5(d)に示すごとく、インパルス力によりわずかなびり振動を発生させる。この簡単な切削力モデルによれば、単位インパルス応答の畳込み積分で計算される $f(t)$ により発生するびり振動 $x(t)$ は以下の式で示される。

$$x(t) = \int_0^t g(t - \tau) f(\tau) d\tau$$

ここで、単位インパルス応答 $g(t)$ は本研究においては、インパルス応答法により実験的に同定されたものである。スラスト力 f_0 は、両方の刃の間の短い時間差ではその変化は無視できるので、一定として推量する。切削開始時のスラスト力は、片面加工において動力計(キスラー製 9253A23)で計測し、その同定値は $f_0=348\text{N}$ である。

4. 実験および解析の実証

提案した手法を実証するため、開発した両面加工機により一連の加工実験を行なった。両軸には 1 枚刃のカッターを取付けた。図 6 に切削過程の状態図を示し、表 1 に実験条件を示す。左右の刃の時間差は主軸に取付けされたロータリーエンコーダーのパルス差でセットした。エンコーダーの出力は、1 回転当り 8192 パルスで主軸回転数は 1 分間当り 200 回転であり、この場合の 1 パルス当りの時間差は 0.0366 ミリ秒である。表 1 にはこのパルス/時間差は 3 つの値を示している。1 番目はコントローラへのセット値で、2 番目はロータリーエンコーダーで計測された実測値で、3 番目は両方の面に残されたびびり振動マークの位相から計測された値であり、これは図 1 1 (b)に記載してある。強制びびり振動を防止するための実験番号 1 ではパルス差はゼロでセットし、強制びびり振動の影響を確認するために実験番号 2 ではパルス差は 6 パルスでセットし、実験番号 3 では片面切削を適用した。

被削材を含む構造体の伝達関数は、インパルス応答法で計測した。計測機器はインパルスハンマは PCB 製の 086C03 で、加速度計は PCB 製の 352C68 である。計測はそれぞれの実験後に、振動マークが最も顕著に観察される図 2 (b)に示した位置 A,B,C で行なった。

図 7 (a)は実験番号 1・3 において切削後の位置 A における伝達関数であり、全ての実験においてほぼ等しい値を示している。図 7 (b)は実験番号 1 において切削後の位置 A,B,C における伝達関数を示している。位置 A と C の伝達関数はほとんど同じで、B ではこれと異なる値を示している。B では約 400Hz のピークはないが、これは中心位置におけるねじれ共振モードであり節である。切削中の振動は、図 2 (b)に示すように被削材の出口側に取付けた加速度計 (PCB 製 356A01) で計測した。

図 8 に、実験番号 1 におけるロータリーエンコーダーのパルス差と加速度の計測値を示す。この実験では、パルス差をゼロにしているにもかかわらず、わずかな周期的な切削力変動があり、図ではそれぞれの食付き時の瞬間で 1 パルスの差が認められる。

計測した加速度の FFT 解析を行ない、その一部の結果を図 9 に示す。図中の破線は刃の通過周期の整数倍を示す。この結果より、びびり振動は主軸回転に同期し、周期的な切削力により強制されていることがわかる。さらに実験番号 1 ではパルス差がゼロに制御されていることにより、強制びびり振動は非常に低減されている。

仕上げ加工された被削材の表面を超精密工作機械 (ナガセインテグレックス製 NIC-300) にレーザ変位計 (キーエンス製 LT9010M) を搭載し、これで計測した。図 1 0 に、実験番号 1 の位置 B における右面の計測結果を示す。図 1 0 (a)は表面のトポグラフィを示し、図 1 0 (b)はカッターマークに沿った表面形状をプロットしたものを示す。表面には規則正しい送りマークが明瞭に確認されるとともに、わずかな振動マークも確認できる。しかし、その振幅はピークで数ミクロンであり、許容範囲である。

図 1 1 に、上記と同じ方法で計測した位置 B でのカッターマークに沿った形状と前項で示した簡単なモデルでシミュレーションした変位を同時に示す。モーダルパラメータは 3 つの支配的なモードで、図 7 (b)に示すようにその共振周波数が 200、220、280Hz のもの

を使用して同定した。図 1 1 (a),(b),(c)に、それぞれ実験番号 1, 2, 3 の結果を示す。計算した変位はマスター側で加工された右面の形状にプロットした。図 1 1 (a)内の計算は 2 パルス差で行ない、図 1 1 (b)内の計算は 6 と 8 パルス差で行なった。図 1 1 (a)と(b)に示す左面の形状は、もし被削材の振動を除き完全であれば、パルス差分右形状がシフトしたものと対称になるはずである。実験番号 1 では開発された同期制御の精度により、これが明瞭ではないが、一方、図 1 1 (b)に示すように、実験番号 2 での左形状はパルス差分だけシフトした右形状にほぼ対称である。図 1 1 (c)には片面切削で発生約 40 ミクロンのピーク変位を示す大きなびり振動が見られ、この振動は精密板材では許容値を外れている。図 1 1 (b)に示すように、同期精度が約 7 パルスという大きな差があるにもかかわらず両面加工ではピーク変位は、片面切削で発生した約 40 ミクロンから約 10 ミクロンに減少している。2 つのカッターが正確に同期すれば、ピーク変位は更に減少して約 4 ミクロンと良好である。図に示すように、計算した変位は計測形状と同じ傾向であり、これは本研究で記述した簡単なモデルにより、強制振動が理解されることを示している。そして、強制びり振動は、切削力やコンプライアンスの低減効果と同じく、時間差を減少させれば最小にすることができる。

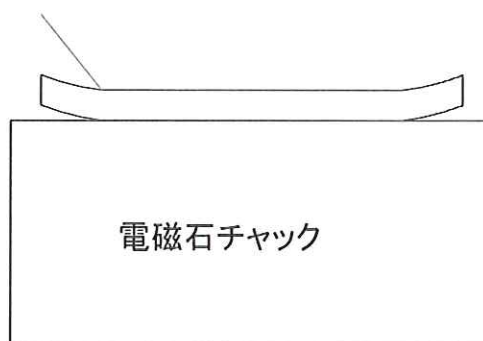
加工された被削材の位置 A の面粗度を接触式表面粗さ計（ミットヨ製 SJ-201）で、平面度を 3 次元計測器（ミットヨ製 BHN700）で計測した。表 2 に、従来の片面切削の場合と比較して、その結果を示す。表に示すように、本提案による手法により、面粗度は両面切削において目標である $12.5 \mu \text{ mPz}$ 以内となり、また平面度は約 2 倍よくなっている。

5. 結論

2 つの対向するカッターを同期させることにより、スラスト力を相殺させる 1 枚刃での両面同時加工の適用で曲がりやすい板材の高精度、高能率加工法を開発した。同期制御による両面同時加工機とそのモデルを開発し、同期差を減少させることで強制びり振動を良好なレベルまでに抑制できることを実験と解析で確認できた。さらに、薄板において仕上げ後の平面度は約 2 倍よくなり、また加工能率も約 3 倍に向上させることができた。

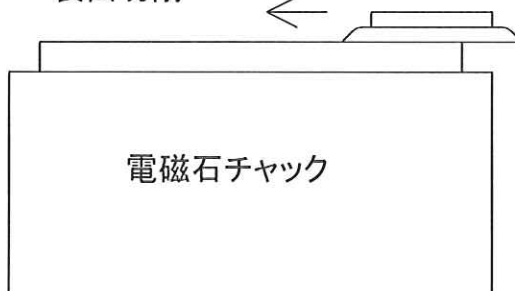
図1;精密板材の従来加工法

被削材



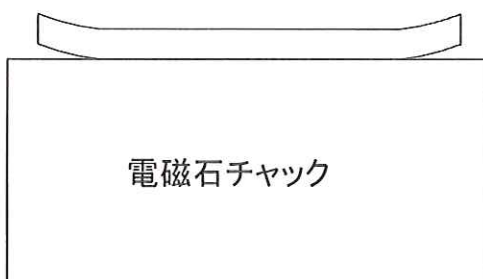
(a) クランプ前

表面切削



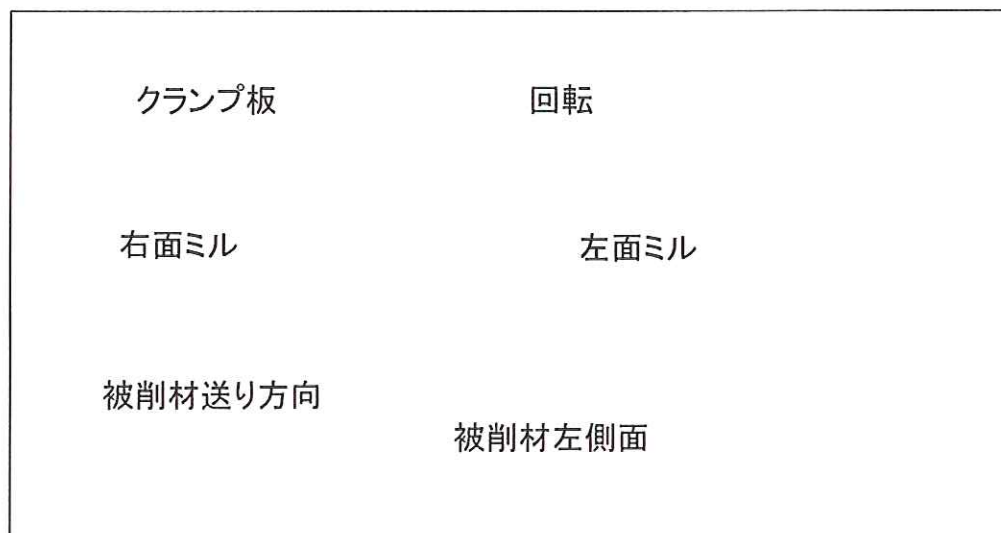
(b) クランプ後切削

スプリングバック

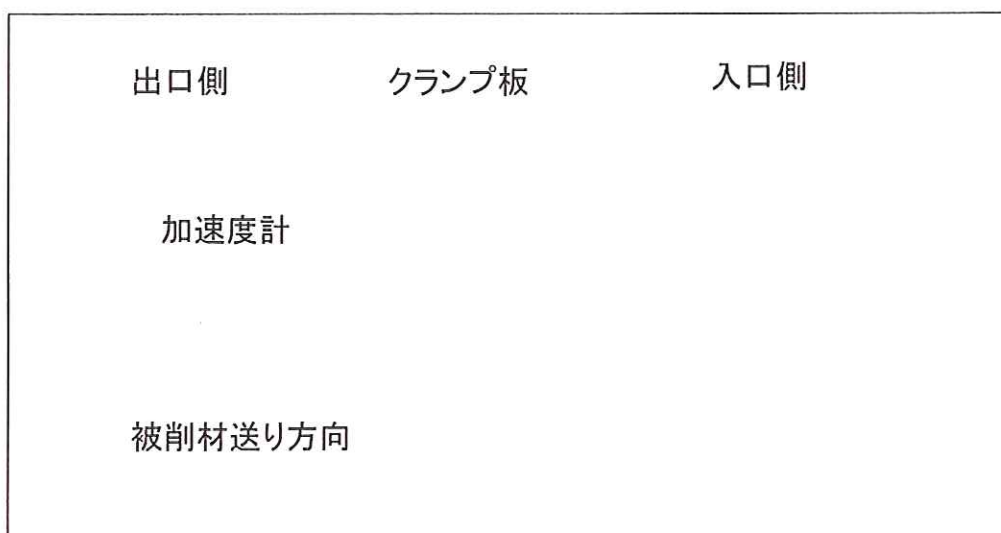


(c) 解放後

図2;両面切削加工プロセスおよび切削加工機の写真



(a) 両面切削加工機

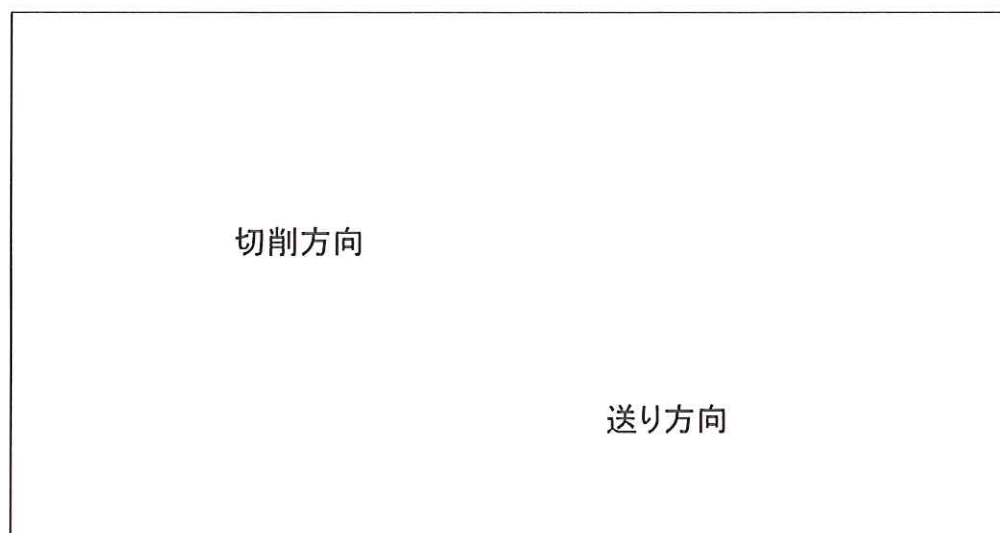


(b) 強制びり振動が発生した被削材

図3;強制びびり振動が発生した薄い被削材の写真



(a) 同期なしによる単一刃による両面切削加工



(b) 同期なしによる他刃両面切削加工

図4;開発された左右主軸同期制御システム

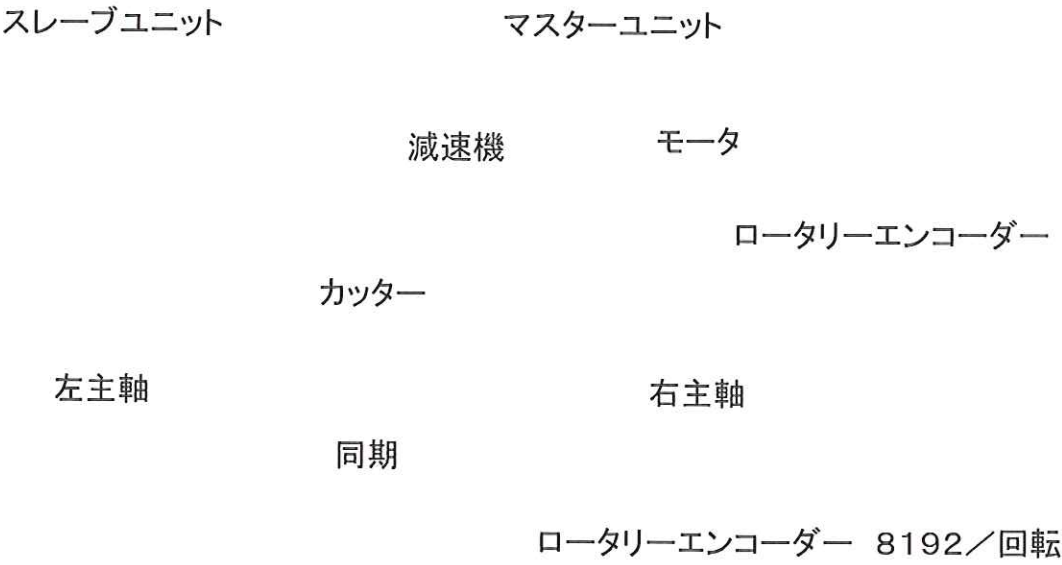


図5;強制びびり振動のモデル

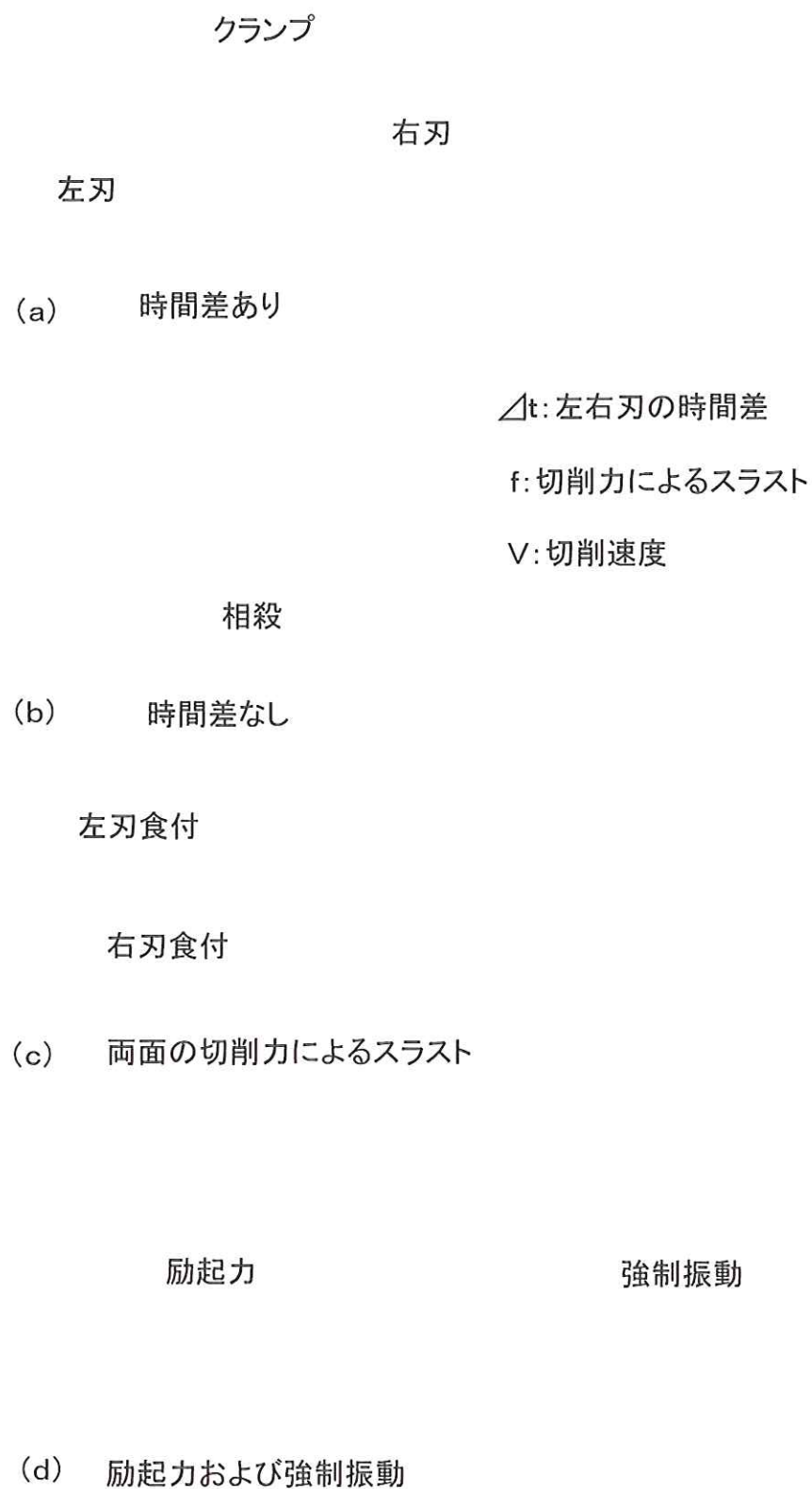


図6; 切削加工状態図

被削材

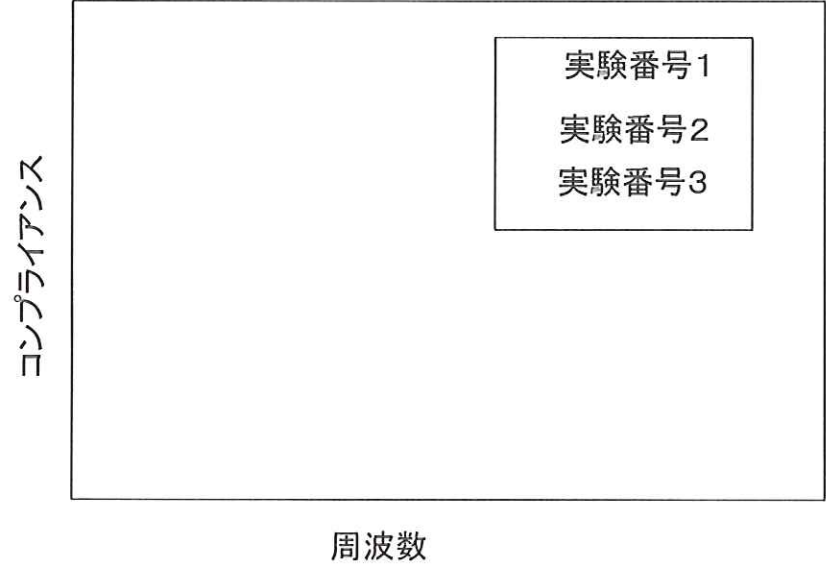
d: 軸方向切削深さ

w: 刃幅

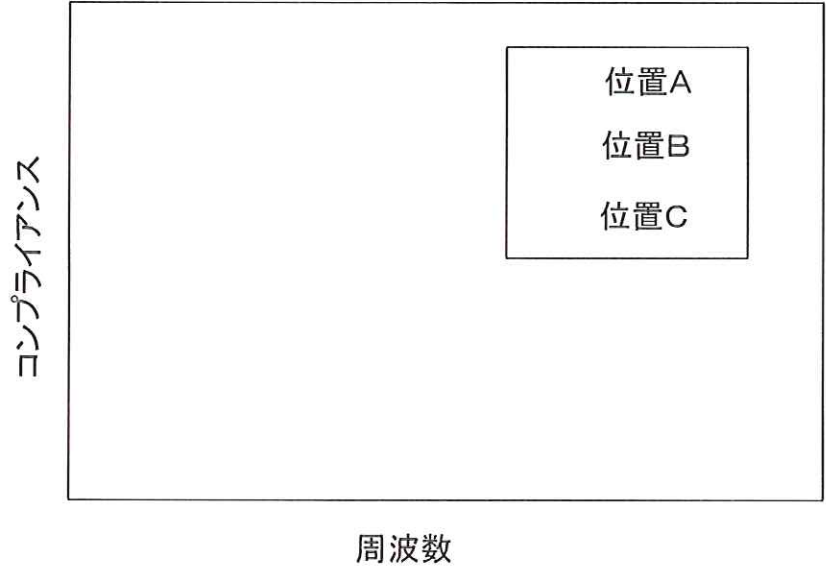
Rn: ノーズ半径

Rw: ワイパー半径

図7 ;被削材の伝達関数計測結果



(a) 実験番号1－3の位置A



(b) 実験番号1の異なる位置

図8;加工中のパルス差と加速度の計測結果

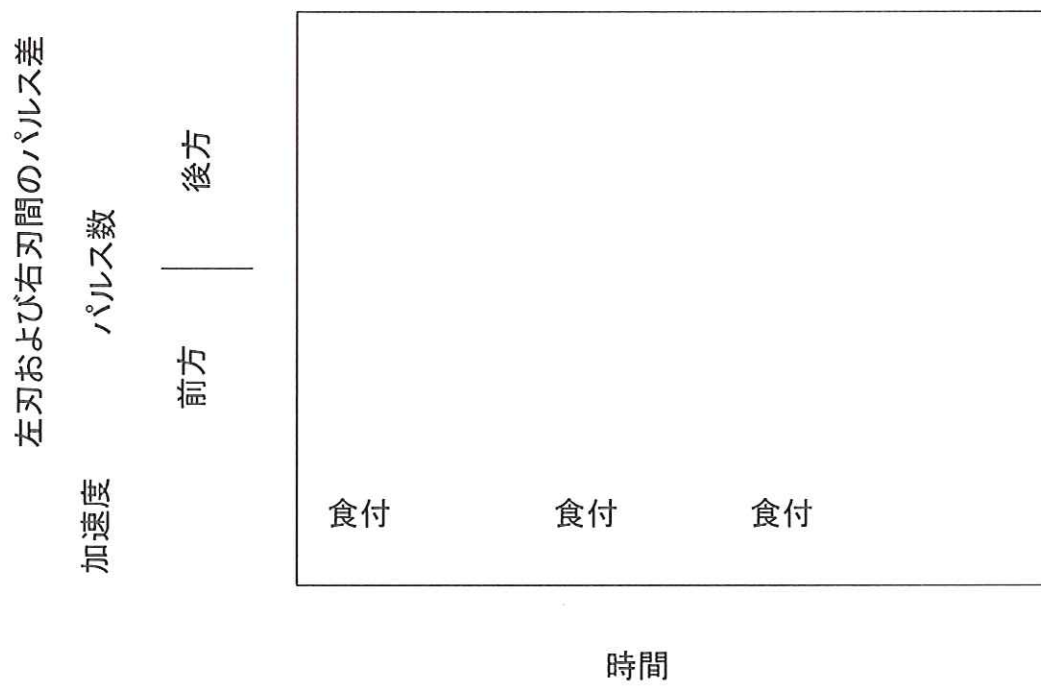
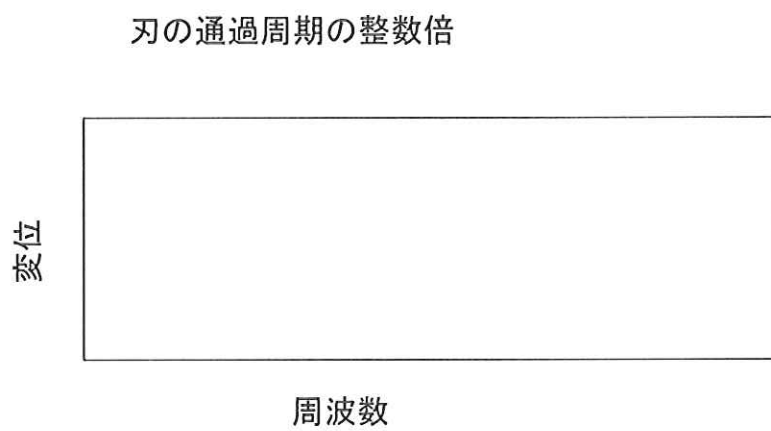
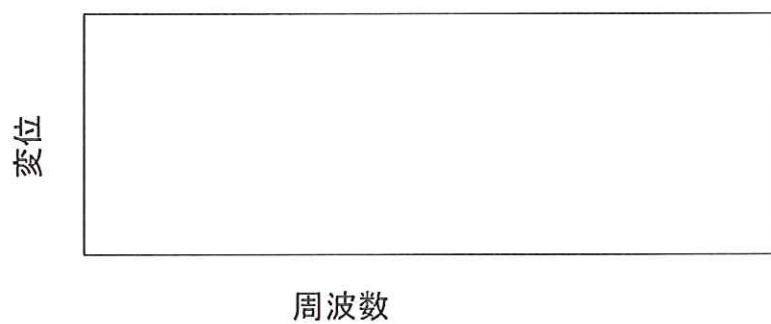


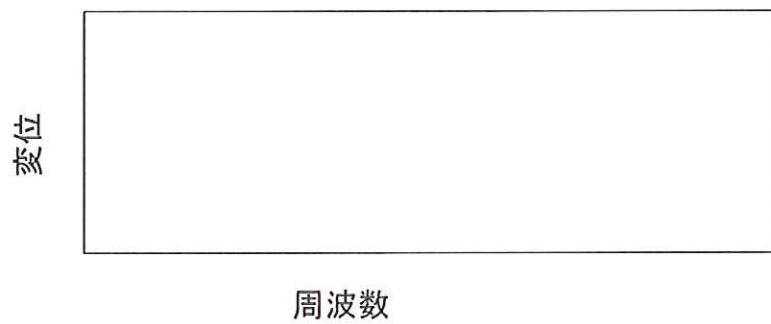
図9;位置Aにおける計測振動のFFT解析結果



(a) 実験番号1

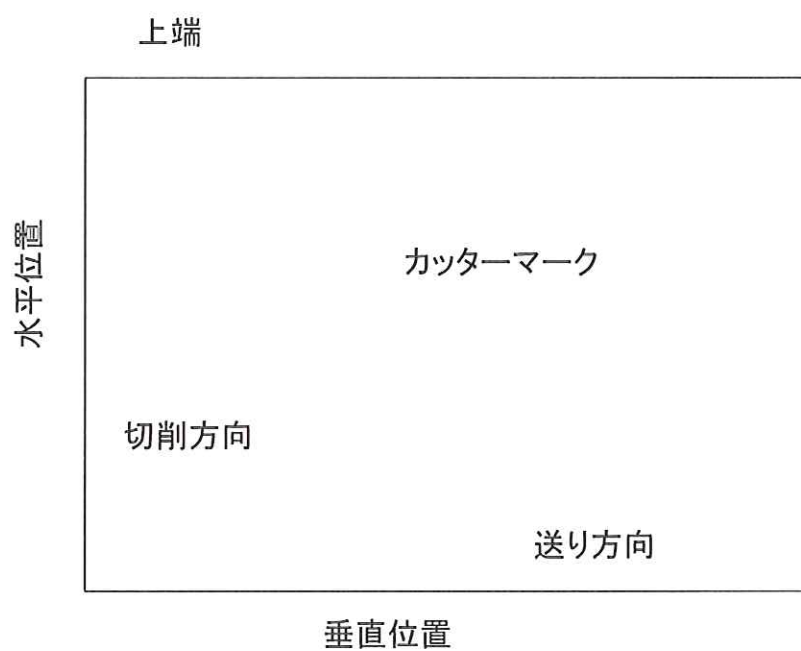


(b) 実験番号2



(c) 実験番号3

図10;実験番号1の位置Bにおける被削材表面の形状



(a) 表面トポグラフィー



(b) カッターマークに沿った表面形状

図11;位置Bにおける計測形状と計算形状との比較

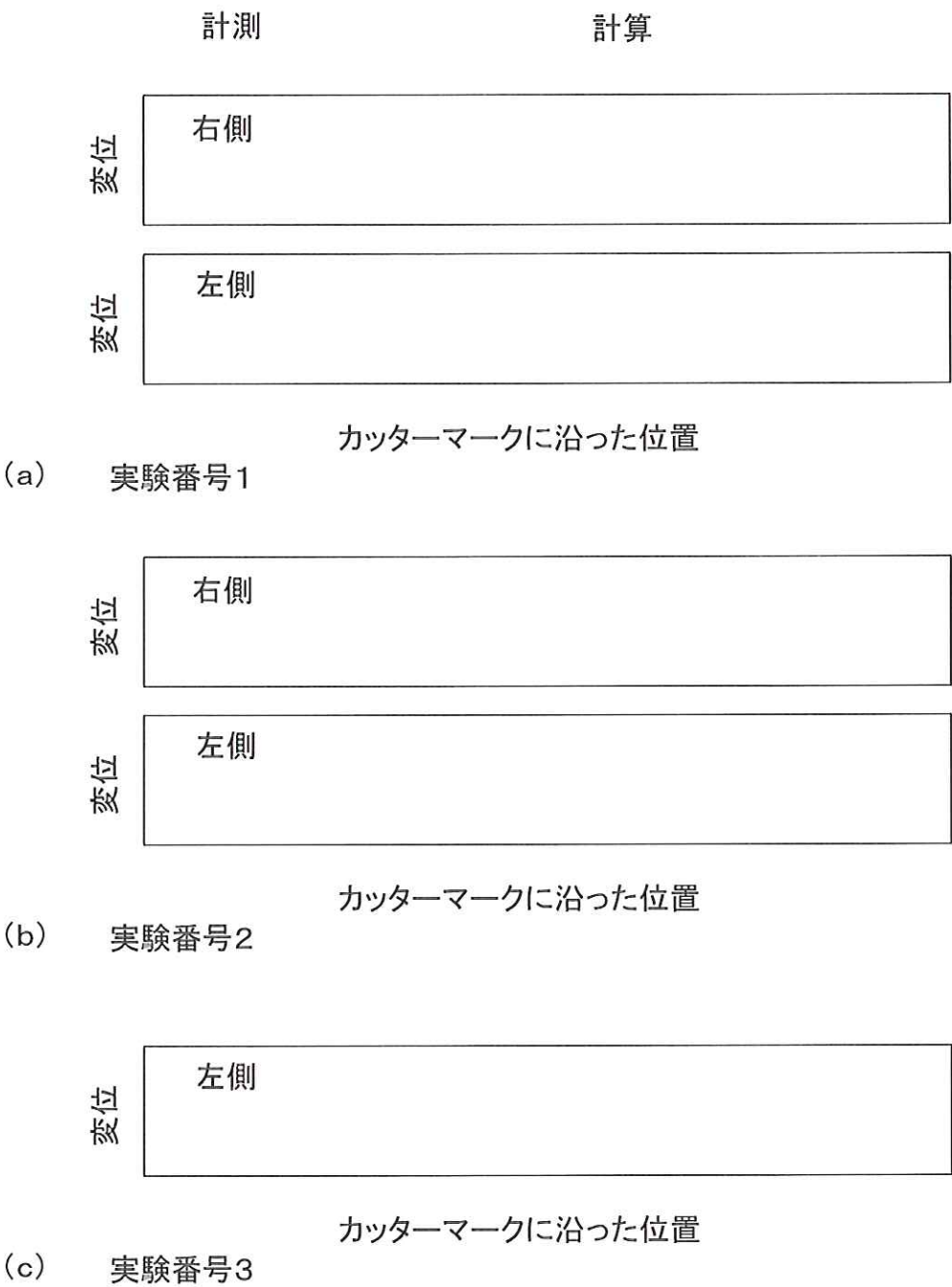


表 1 ;実験条件

実験番号				
左刃・右刃間のパルス／時間差 パルス数／ミリ秒	設定値			片側切削
	エンコーダー信号			
	びびり振動マーク	不明		
工具	幅			
	軸／半径すくい角			
	ノーズ／ワイパー 半径			
	材質	サーメット		
	工具直径			
切削条件	軸方向切削深さ			
	主軸回転速度			
	送り速度			
被削材材質		圧延鋼板		
被削材寸法				

表2;現状方法と提案方法との間の表面粗さおよび表面度の比較

切削方法		両面		片側	
実験番号					(従来法)
刃幅(ワイパー半径)				ストート	
刃数					
送り速度					
面粗さ	左面				
	右面				
	平均				
平面度	左面				
	右面				
	平均				