

타발금형편치의 국부 좌굴해석 및 설계 변경

김용연*, 이동훈*

Local Buckling Analysis of the Punch in Stamping Die and Its Design Modification

Yong Yun Kim, Dong Hun Lee

ABSTRACT

The lead frame manufactured by press stamping process, is an important part of semiconductor. The recent technical trend of semiconductor, chip sized and high performance package technology, requires the lead frame to be of more multi-leads and of fine ILP (Inner Lead Pitch). As the ILP is getting finer, its corresponding punch of the stamping die is getting narrower. The punch narrower than its stamping limit has been broken due to local buckling. This paper analyzed the phenomena of punch breakdown. Moreover, the punch design was modified to increase the critical limit of buckling force. This paper, also, suggested new design rules of the punch, which asks the modification of its lead frame design that has to be considered in the stage of semiconductor package design. The new design rules of lead frame design yields a good reliability of semiconductor package as well as a good quality of lead frame.

Key Words : Stamping die(타발금형), Lead Frame (리드프레임), Local Buckling (국부좌굴), Design Modification(설계변경), Reliability of Semiconductor Package (반도체 신뢰성)

1. 서론

최근 반도체의 소형화, 고직접화에 따른 리드 프레임의 다핀화 및 이너리드가 파인피치화 됨에 따라, 이에 대응한 정밀금형 개발에 대단히 관심이 높다. 이러한 타발금형은 μm 오차를 요구하며, 가공 및 조립에 있어서 초정밀도를 요구하고 있다. 타발잔류응력에 의한 제품의 변형이 타발공정에서 제품의 품질을 좌우하는 가장 큰 문제이다^{4,6)}. 그러나, 이너리드피치가 0.24mm(편치두께:0.12mm) 이하인 리드프레임을 가공하기 위한 타발금형에서는 금형 정밀도 및 리드변형문제와 더불어 편치파

손이 금형개발의 성공여부에 중요한 인자로 대두되고 있다. 편치형상에 따라 타발가공시 타발력을 견디지 못하고 파손되는 경향을 보이기 때문이다. 타발금형은 편치, 다이 그리고 스트리퍼로 구성되어 있다.(Fig.1) 다이와 스트리퍼는 소재를 고정하고, 편치가 수직운동을 하면서 박판 소재에 압력을 증가시킴에 따라 박판소재는 변형되고, 파단 응력에 이르게 되어 편치와 접촉된 부분은 소재로부터 이탈하게 된다. 그러나 편치두께 0.12mm 이하의 경우 타발저항력에 견디지 못하고 Fig.2b와 같이 파손되었으며, 편치형상은 Fig.2a와 같다. 편치의 파손은 두께가 얇은 부분부터 시작되어 두꺼운 부분으로 진행하였다.

* 삼성항공산업(주) 정밀기기연구소, LF Unit

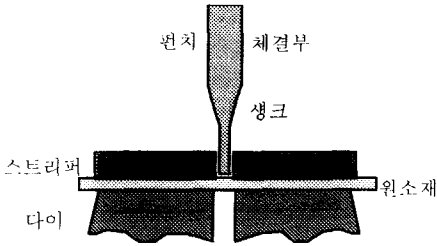


Fig. 1 Sketch of stamping die

축 방향으로 하중을 받고 세장비가 큰 부재는 좌굴에 의해 파손이 일어나기 쉽다. 따라서, 좌굴에 의한 파손을 가정할 수 있으며, 좌굴임계하중이 타발저항력보다 적을 경우 펀치는 좌굴을 일으킨다.



Fig. 2 Punch (2a) and its broken mode(2b)

그러나 Fig.2a 펀치의 경우 전체타발단면[Fig.4]에 대한 좌굴임계하중은 타발저항력에 비해 충분히 큰 것으로 계산되어 좌굴에 안정한 것으로 보이기 때문에 국부좌굴(LOCAL BUCKLING)의 가능성을 검토하였다. 펀치두께가 가장 얇은 부분의 일정길이를 취하여 국부좌굴 임계하중을 계산하였다. 일정국부단면에 대한 좌굴임계하중은 타발저항력보다 적기 때문에 타발저항력은 국부적으로 좌굴을 일으킬 수 있었고[1], 펀치두께가 가장 얇은 부분에서 좌굴이 시작됨을 알 수 있었다. 즉, 부재의 단면이 복잡하고 펀치팁으로부터 펀치너비 대비 두께비가 일정값 이상일 경우 국부좌굴이 일어날 수 있음을 알 수 있었다. 본 논문에서는 펀치파손 현상에 대한 국부좌굴 해석을 통하여 펀치파손 방지를 위한 모델을 제시하고, 수치해석의

MODELING 방법 및 해석 결과를 응용한 리드프레임 타발펀치의 설계규칙을 제시하였다.

2. 좌굴해석에 의한 펀치파손 분석

부재의 단면이 복잡한 경우, 단면은 compact 부와 noncompact 부로 구분될 수 있고, compact 부의 국부 좌굴이 부재의 강도를 결정하는 역할을 한다. 따라서, 펀치단면의 일정부분 (Fig 4a 'A'부분)을 취하여 국부좌굴해석을 하였다. 펀치의 채결부와 가이드부는 금형구조에 따라 완전고정으로 가정하였다. 고정-고정 부재의 좌굴모드에 대한 임계하중은 식 (1)로 표현된다.

$$P_{cr} = 4\pi^2 \frac{EI_x}{L^2} \quad (1)$$

여기서, P_{cr} 은 좌굴임계하중, E 는 탄성계수, I_x 는 단면 2차 모멘트 그리고 L 은 펀치의 유효길이이다. 타발펀치는 인선부, 생크, 그리고 채결부로 구성되 있으나, 인선부 두께가 타부분에 비해 상대적으로 훨씬 얇기 때문에 펀치의 파손여부는 인선부의 길이와 단면형상에 따라 결정된다. 그리고 박판성형의 프레스가공에서 타발저항력은 식(2)로 표현된다.

$$F_y = \frac{\sigma_y}{2} A \quad (2)$$

여기서, F_y 는 타발저항력, σ_y 는 피타발소재의 항복응력, A 는 타발단면적(펀치단면 주변길이 x 소재 두께)이다. 따라서, $P_{cr} \leq F_y$ 경우 펀치는 파손되고, $P_{cr} \geq F_y$ 경우 안정적이다. 전체타발 단면에 대해 식(1)과 식(2)로부터 $P_{cr} \geq F_y$ 이므로, 펀치는 좌굴에 대해 안정적이다. 피타발 소재와 펀치 소재의 물성치는 Table 1 과 Table 2 에서 주어진다. 그러나 Fig.4처럼 펀치팁의 두께, t 는 th 에 비해 대단히 얇고, Fig.2b의 파손현상을 고려하면, 펀치는 1차적으로 팁 부분에서 좌굴을 일으켰음을 가정할 수 있다. Fig.4a의 펀치팁 부분 'A'에 대하여 식 (1)과 식(2)로부터 $P_{cr} \leq F_y$ 로 타발저항력, F_y ,은 좌굴을 일으키기에 충분히 크다.

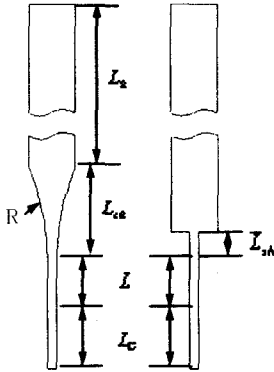


Fig. 3 Model of punch

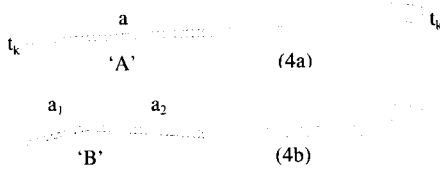


Fig. 4 Cross section of punch :
(4a) broken punch,
(4b) modified punch

따라서, 펀치파손형상(Fig.2b)과 계산결과를 고찰하면, 리드프레임 금형의 펀치는 단면 형상이 복잡하고 두께의 비(th/tt)가 3.0 이상이 되는 경우, 두께가 얇은 부분에서 국부 좌굴을 일으킨 것으로 볼 수 있다. 펀치의 좌굴임계하중, Pcr, 을 증가시키기 위해서는 탄성계수 E 또는 단면 2차 모멘트, I, 를 증가 시키거나 유효길이 L 을 감소시켜야 한다. 그러나, 유효길이 L 을 감소시킬 경우 금형의 수명이 감소되고, 소재는 변화시키기 어렵기 때문에 직선부 단면, Fig.4a 'A' 형상을 Fig.4b 'B' 처럼 변경시키는 방법을 채용하였다.

Table 1 Material property of Cu-Alloy

소재명	E(MPa)	σ_s (MPa)	ν	소재두께(mm)
Cu-Alloy	153	528	0.3	0.15

Table 2 Material property of punch

소재명	E(MPa)	σ_s (MPa)	ν
초경합금	540	1,372	0.3

3. 펀치 형상이 좌굴에 미치는 영향 고찰

3.1 단면형상이 펀치좌굴에 미치는 영향

펀치는 체결부, 생크부, 인선부로 구성되어 있다. 펀치유효길이, $L=L_o-L_k-L_{sh}-L_g$ 이고, L_o 는 펀치전체길이, L_g 는 가이드부 길이, L_k 는 체결부 길이, L_{sh} 는 생크부 길이이다(Fig.3). 여기서는 펀치단면형상이 좌굴임계하중에 미치는 영향을 고찰 하였다. Fig.4a 의 'A'에 대한 단면 2차 모멘트를 증가시키기 위한 모델로 Fig.4b 와 Fig.5 와 같은 단면을 갖는 펀치를 고려할 수 있다.

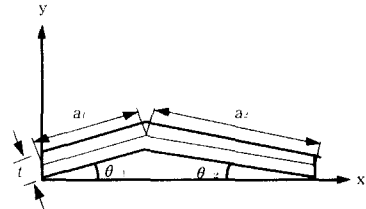


Fig. 5 Mathematical Model of 'B' in Fig.4b

Fig.5 에서 펀치두께의 변화는 무시하였고, 단면 2차 모멘트는 식(3)으로 표현된다.

$$I_x^0 = I_1 + I_2 - A_p y_G^2 \quad (3)$$

그리고,

$$I_1 = \frac{a_1 t}{6} (2a_1^2 \sin^2 \theta_1 + 3a_1 t \sin^2 \theta_1 + 2t^2 / \cos^2 \theta_1)$$

$$I_2 = \frac{a_2 t}{6} (2a_2^2 \sin^2 \theta_2 + 3a_2 t \sin^2 \theta_2 + 2t^2 / \cos^2 \theta_2)$$

이다. 여기서 A_p 는 펀치단면넓이, Y_G 는 단면중심으로부터 거리이고, $\theta_1 = 2\theta_2 = 0$ 에서 $a = a_1 + a_2$ 이다. 좌굴파손의 임계점은 $P_o = F_y$ 이고, 임계하중과

타발저항력은 식(4)로 표현된다.

$$P_{cr} = F_y = C \text{ (상수)} \quad (4)$$

따라서, $\theta_1 = 2\theta_2 = \theta$ 의 경우 θ 변화에 대한 펀치의 유효길이는 식(4)로 표현된다.

$$L^\theta / L^0 = \sqrt{I_x^\theta / I_x^0} \quad (5)$$

Fig.6 은 $\theta_1 = 2\theta_2 = 5$ 도 에서, 펀치두께에 대한 단면 2 차 모멘트비를 보여준다. 펀치두께가 0.1mm, $\theta_1 = 2\theta_2 = 5$ 도의 경우, 펀치의 유효길이가 $\theta = 0$ 때의 2.4 배이고, 펀치는 반복적으로 연삭하여 사용하기 때문에 금형수명이 2.4 배가 됨을 의미한다. 또한, θ 에 의한 단면 2 차 모멘트 변화는 펀치두께가 얇을수록 증가하고, 펀치두께가 0.15mm 보다 큰 영역에서는 변화가 적음을 알 수 있다. 단면 2 차 모멘트는 0.1mm 펀치의 경우, $\theta = 5$ 도에서 급격히 변화하는 영역이고, 펀치두께 0.15mm 의 설계규칙에 따라 설계할 경우 펀치의 파손의 가능성이 높음을 알 수 있다. 리드프레임의 이너리드피치는 좁아지는 추세에 있고, 펀치의 형상은 리드프레임의 형상에 의해 결정되기 때문에, 이너리드 0.12mm 이하 파인피치 리드프레임은 펀치의 좌굴 현상을 고려한 설계가 요구되며, Fig.7 은 좌굴임계하중을 고려한 리드프레임의 이너리드형상 및 단면형상을 보여준다.

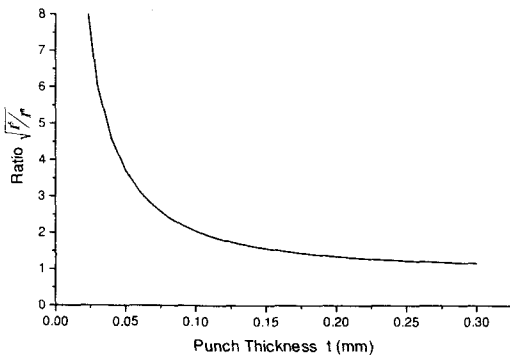


Fig. 6 2nd inertia moment variation w.r.t. thickness

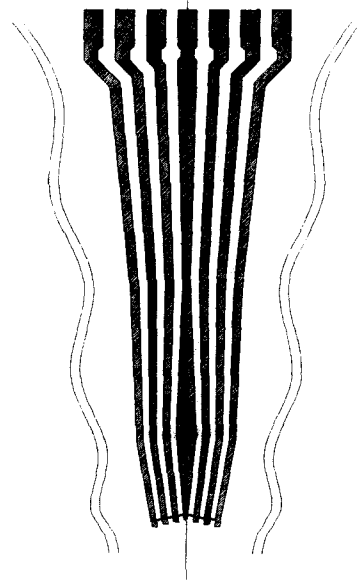


Fig. 7 Modified lead frame (white) and its punch design(black)

3.2 펀치 생크 'R'이 좌굴에 미치는 영향

펀치의 생크부는 호로 되어 있으며, 생크'R'이 클수록 펀치는 좌굴에 약하고(Table 3), R=0 때 펀치유효길이는 가장 길다(Fig.3). 그러나 펀치는 연삭에 의해 가공되기 때문에 R 은 연삭휠의 반경을 의미하며, R=15~70mm 의 휠이 주로 사용된다. 펀치의 체결부는 인선부에 비해 강성이 충분히 강하므로 Rigid Body로 고려될 수 있으나, 생크부는 단면이 인선부로부터 점차 증가하면서 변화하기 때문에 인선부에 상당하는 펀치길이를 계산하였다. 상당길이는 단순단면을 갖는 부재에 대해 유한 요소법 「2」 과 식(1)로부터 구하여, 수치해석에 대한 보정계수(α)를

$$P_{crit} = \bar{P} \alpha$$

로부터 구하였다. 보정계수(α)를 생크'R'에 대해 유한요소법으로 계산된 좌굴임계하중에 α 를 곱함으로써 상당유효길이를 계산하였다. Table 3 은 t=0.1mm, L=3.0mm, Lsh=2.0mm 그리고 R가 15~70mm 에 대한 생크의 상당유효길이의 변화를 보여준다. 여기서 Lx와 L0 부분은 xyz 구속경계조

건을 적용하였다(Fig.3). 따라서, 펀치단면형상과 펀치생크형상을 고려한 펀치의 유효길이는 식(6)으로 표현할 수 있다.

$$L^0 = \bar{L}^0 - \bar{L}_{sh} \quad (6)$$

여기서, \bar{L}_{sh} 는 생크상당유효길이 (Table 3), \bar{L}^0 는 상당 유효길이이다.

Table 3 Equivalent effective length of shank

R(mm)	$\bar{P}_{cut} (N)$	$\bar{P}_{cut} \alpha (N)$	$\bar{L}^0 (mm)$	$\bar{L}_{sh}^0 (mm)$
70	35.99	40.17	4.70	1.70
60	38.35	42.78	4.56	1.56
50	41.14	45.91	4.40	1.40
40	44.58	49.74	4.23	1.23
30	48.92	54.59	4.03	1.03
20	54.57	60.89	3.82	0.82
15	58.37	65.14	3.69	0.69

4. 결 론

리드프레임 펀치두께가 임계 두께이하로 될 때, 금형 펀치의 국부좌굴에 의한 파손을 경험하였고, 리드팁 부분을 비선형으로 설계함으로써 좌굴의 임계하중을 증가시켰다. 꺾임각 5도에서 좌굴의 임계하중은 타발 저항력에 비해 충분히 크기 때문에 펀치파손을 막을 수 있을 뿐 아니라, 금형수명을 2배 이상 증가시키는 결과를 낳았다. 또한 생크'R'의 영향을 고려함으로써 펀치의 유효길이를 정확히 계산할 수 있었다. 상기의 설계규칙에 따라 제작된 리드프레임은 리드변형의 품질 면에서도 우수하였을 뿐 아니라, 반도체 신뢰도에 있어서도 우수한 특성을 보였다.

후 기

본 과제를 위하여 수고한 삼성항공 금형제작팀과 반도체 신뢰성 테스트를 위하여 협조한 삼성전자 패키지 개발팀의 여러분께 감사 드린다.

참고문헌

1. W.F. Chen, Structural Stability Theory and Implementation, Prentice-Hall, Inc., pp307-380, 1987.
2. Ansys User's Manual5.0, Vol.I Procedures, pp. 3-97~3-103
3. Kurt Lange, Handbook of Metal Forming, McGraw-Hill, Chapter 24, 1985.
4. T. Maeda, "Measuring of the side force acting on shearing tools," 마에다 박사 논문집, 1981.
5. T. Maeda, "Finite Element Analysis of Shearing Process", JSTP, Vol.21, 1980.
6. N. Koga, "An application of viscoplasticity to the analysis of shearing Phenomenon," JSTP, June 4, 1991.
7. W. dos Santos and A.J. Organ, "Deformation in the Ductile Fracture Process Examined by the Visioplasticity Method," Int. J. Mach. Tool Des. Res., Vol.13, pp.217-232, 1973.
8. S. Jana and N.S. Ong, "Effect of Punch Clearance in the High-Speed Blanking of Thick Metals using and Accelerator Designed for Mechanical Press," JAMT, Vol.19, pp.55-72, 1989.
9. A. Gosh, V. Ram, and P.B. Papat, "New approach to the mechanics of the blanking operation: the theoretical model and experimental verification," JMWT, Vol.11, pp.215-228, 1985.
10. A.L. Gurson, "Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I-Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media," Transactions of the ASME, Jan., pp.2-15, 1977.