[논 문] 한국재료학회지
Korean Journal of Materials Research
Vol. 14, No. 5 (2004)

직접접합 실리콘/실리콘질화막//실리콘산화막/실리콘 기판쌍의 선형가열에 의한 보이드 결함 제거

정영순† · 송오성 · 김득중 · 주영철*
서울시립대학교 신소재공학과
*순천향대학교 기계공학과

Eliminating Voids in Direct Bonded $Si/Si_3N_4 \parallel SiO_2/Si$ Wafer Pairs Using a Fast Linear Annealing

Youngsoon Jung†, Ohsung Song, Dugjoong Kim and Youngcheol Joo*
Department of Materials Science and Engineering, The University of Seoul, 90 Chennong-dong, Tongdaemun-gu, 130-743, Seoul
*Department of Mechanical Engineering, Soonchunhyang University
Shinchang-myun, Asan-si, Chungnam, 336-745

(2004년 3월 17일 받음, 2004년 4월 30일 최종수정본 받음)

Abstract The void evolution in direct bonding process of $Si/Si_3N_4 \parallel SiO_2/Si$ silicon wafer pairs has been investigated with an infrared camera. The voids that formed in the premating process grew in the conventional furnace annealing process at a temperature of 600°C. The voids are never shrunken even with the additional annealing process at the higher temperatures. We observed that the voids became smaller and disappeared with sequential scanning by our newly proposed fast linear annealing(FLA). FLA irradiates the focused line-shape halogen light on the surface while wafer moves from one edge to the other. We also propose the void shrinking mechanism in FLA with the finite differential method (FDM). Our results imply that we may eliminate the voids and enhance the yield for the direct bonding of wafer pairs by employing FLA.

Key words SOI, direct bonding, fast linear annealing, voids, FDM

1. 서 론

SOI(silicon-on-insulator) 기판은 2장의 실리콘 단결정 사이에 절연층을 샌드위치 구조로 만든 특수기판으로 한 쪽 실리콘에 MOSFET(metal-oxide semiconductor field effect transistor)을 형성시켜서 하부누설전류를 효과적으로 방지하여 소자의 속도를 30%까지 향상시킬 수 있는 장점이 있어 점차 수요가 늘고 있다.[1)]

이러한 기존의 SOI외에 이종 절연층을 가진 SOI들은 MEMS공정을 통하여 새로운 마이크로펌프 소자를 제작할 수 있으므로 이종 절연층을 가진 실리콘 기판쌍을 직접 접합법으로[2)] 접합시키는 기판 접합기술은 계속 개발이 필요한 상황이다. 이러한 동종, 이종 절연층을 가진 실리콘 기판쌍의 접합은 이제까지 제안된 여러 가지 방법들 중 Lasky 등이 제안한 직접접합법이 가장 경제적인 측면에서 효과적인 것으로 알려졌다.[3)]

직접접합법은 종래의 이온주입과 같은 공정 없이 두 기판을 세정한 후 청정실에서 가접하고, 열처리한 후, 잉여의 두께를 제거하는 복잡한 평탄화 공정으로 이루어진 것으로써 양산용 SOI제작에 채용되고 있다. 즉, 직접접합법은 가접시부터 최종 평탄화 공정까지 복잡한 과정을 거치게 되는데 특히 가접공정 또는 열처리 공정시에 불순물이 접합계면 내부 혼입되거나 열처리시의 계면내 가스 발생에 의해 생기는 보이드가 SOI기판의 생산에 있어서 수율을 저하시키는 주요원인으로 알려졌다.

이러한 문제를 방지하기 위해 현재까지는 최종 SOI제품이 완료되기 까지 각 공정별로 보이드결함 유무를 확인하고 만약 보이드결함이 있으면 완전히 폐기하거나, 기판쌍을 강력한 불산으로 분리시킨 후 공정을 처음부터 반복하는 방안 등이 있으나 모두 경제적인 관점에서 큰 손실이 발생한다. 따라서 이미 발생된 보이드를 발견하고 이를 다시 간단히 제거하고 계속 제품을 완성할 수 있다면 산업적으로 매우 의미가 있다.

본 연구에서는 이진우 등[4)]이 제안한 선형가열기를 이용하여 이미 보이드가 발생된 이종절연층 SiN-SiO를 가진 실리콘 기판쌍에 대해서 선형가열을 실시하고 이때 보이드의 변화를 확인하여 보았다. 이를 위해서 이미 생성된 보이드결함이 선형가열기의 적용에 따라 변화하는 것

†E-Mail : ysjung@uos.ac.kr

을 IR카메라에 의해 정량적으로 확인하고 이들의 변화기구를 유한차분법을 활용한 전산모사로서 설명하고자 하였다.

2. 실험 방법

2.1. 선형가열에 의한 보이드의 수축변화 관찰

직경 10 cm의 p-type Si(100)기판의 전면에 열산화 2000Å- SiO_2와 LPCVD 560Å-Si_3N_4를 성막하였다. 완성된 SiO_2/Si, Si_3N_4/Si 기판은 각각 sulfuric peroxide mixture(SPM)용액과 10%-HF를 사용하여 세척하고 모두 초순수로 2차 세척한 후 스핀 건조기로 건조시켜 SiO_2 표면은 OH^-의 친수성으로 Si_3N_4 표면은 H^+로 활성화되어 소수성을 가지도록 처리하였다.

전처리 세정 공정이 끝나면 건조 후 즉시 30분 내에 실온의 class 100 청정실에서 SiO_2, Si_3N_4 경면층을 서로 마주보게 하고 가접시킨 후, IR 분석기로 내부 보이드가 있는 기판쌍만을 확인한 후, 전기로를 활용하여 열처리 공정을 진행하였다.

열처리공정은 박스형 전기로로 대기 중에서 6.5°C/min.의 승온(ramp up)조건으로 600°C에서 2시간씩 유지한 후 -5°C/min.로 감온 시켜 전기로 열처리에 의해서 SiO_2와 Si_3N_4의 계면사이에서 계면확산이 일어나 직접접합이 완료되도록 하였다. 열처리 후에는 다시 IR분석기로 내부 보이드의 변화를 확인하였다.

선형 가열기를 이용하는 열처리는 Fig. 1에 급속 선형 가열기의 모식도를 나타낸 장치를 이용하여 진행하였다. 12인치 길이의 텅스텐 할로겐 램프는 반 타원형 모양의 반사경에 의해 효과적으로 집속되어 약 2 mm 폭의 선형열대를 형성한다. 형성된 선형열대로 가접된 기판쌍의 표면부를 가열하며 이때 스테인레스로 제작된 이송판(moving stage)에 의해 0.2 mm/s의 속도로 움직이며 500초 만에 기판쌍의 한쪽 끝에서 다른 쪽까지 주사되면서 최대 표면온도를 450°C로 유지시키는 공정이 가능한 설비이다. 기본적인 원리는 한개의 할로겐 램프를 반 타원형 반사경을 이용하여 목적하는 기판의 표면에 선형적으로 집속하고 전체면적을 주사하는 변형된 급속 가열기(rapid thermal annealing)로서, 수분정도 이내에 접합 공정 완료가 가능하면서도 기존 급속 가열기에 비해 램프수가 적고 주사시의 온도 구배에 따라 접합계면에서의 기상 불순물을 효과적으로 제거할 수 있는 장점이 있다고 보고 된 바 있다.[4,5]

선형가열기를 이용하여 플랫존에서 마주보는 위치로부터 최대표면온도가 450°C로 유지되는 조건으로 Si_3N_4를 가진 기판을 위로가게 하여 열원이 집속되도록 놓고 주사시킨 후, IR카메라로 다시 보이드결함의 변화를 확인하였다. 같은 방법으로 선형가열을 3회 반복한 후 각 공정후의 IR분석기로부터의 보이드결함의 변화를 확인하였다.

Fig. 2에 본 실험에 사용된 IR 카메라의 개략도를 나타내었다. Fig. 2와 같이 W-halogen 램프에서 발생된 적외선은 기판쌍을 투과하여 적외선 카메라에 도달한다. 적외선카메라 앞에 장착된 적외선 필터는 가시광선을 차단하고 적외선 신호만 선택적으로 투과시키고 만약, 접합 기판쌍 내부에 기공 및 먼지 등이 있으면 산란되어 이미지에 변화가 있게 되어 이를 모니터에서 보면 내부의 기공존재를 쉽게 확인할 수 있게 한다. 이와 같이 Si/Si_3N_4 ‖ SiO_2/Si 기판쌍을 투과한 적외선을 적외선 필터를 통하여 적외선카메라의 감응기에 도달하여 모니터에 형상을 구현하게 된다.

화상 처리된 기판쌍 이미지를 IMT-Size5 Image Analysis 소프트웨어로 정확한 보이드 결함의 크기를 계산하여 각 공정 후의 보이드 크기 변화를 확인하였다. 한편, 실험 때와 같은 조건으로 하부기판에 5 mm간격으로 Pt-Rh 열전쌍을 접촉 배치시켜 표면온도를 측정한 후 이들을 후에 전산모사의 기준입력자료로 활용하였다.

선형가열시와의 비교를 위해서, 600°C로 열처리가 끝난 보이드가 있는 기판쌍을 더 높은 고온에서의 변화를 확인하기 위해서 선형가열기가 아닌 일반적인 전기로로 1000°C에서 2시간 동안 가열하여 다시 IR분석기로 보이드를 확인하여 최종적으로 선형가열 시와의 차이를 비교하였다.

2.2. 전산 모사를 통한 선형 열처리 공정에서의 기포부근의 온도구배 추정

전술한 실험시의 온도구배를 추정하기위해 다음과 같은 모델링을 이용하였다. 실리콘 기판위에 할로겐 램프

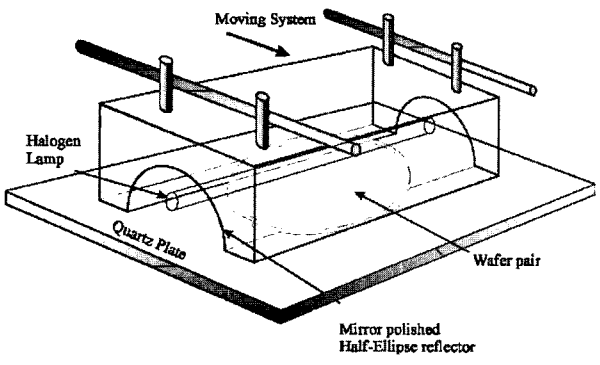


Fig. 1. Schematic illustration of Fast Linear Annealing system.

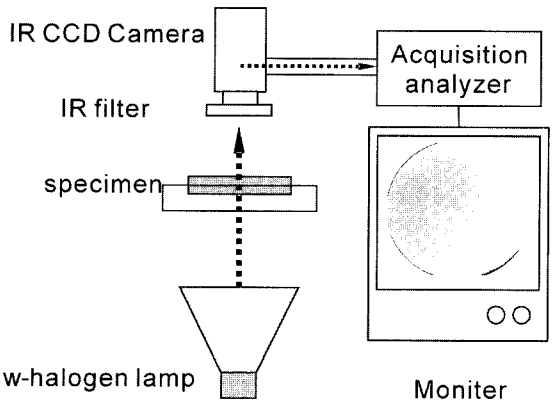


Fig. 2. Schematic illustration of IR image analyzer.

로 열원을 조사할 때 램프의 길이 방향은 수직 방향보다 상대적으로 온도구배를 무시할 수 있으므로 두께 0.5 mm, 길이 100 mm, 폭 무한대의 실리콘 웨이퍼 두 장이 맞붙어 있다고 해석 대상을 간략화 하였다. 두 웨이퍼의 접촉면에는 수증기가 5Å의 두께로 존재한다고 가정하였다. 웨이퍼 접촉면의 50~65 mm 되는 지점에 기포가 존재한다고 가정하였는데, 두께는 100Å이고 역시 수증기로 채워져 있다고 가정하였다.

기판은 상하 표면적에 비해서 두께가 아주 얇으므로 기판 끝의 수직면을 통하여 대기로 방출되는 열은 무시할 만큼 작다고 가정하였고. SOI의 윗면과 아랫면에서는 각각 복사열전달과 대류열전달에 의한 열손실이 일어난다고 가정하였다.

할로겐 램프에서 조사되는 복사에너지는 직접 실리콘 기판의 표면에 도달하거나 반 타원형 반사경에 반사되어 도달한다. 타원형 반사경의 초점에서 복사에너지의 밀도가 가장 크고 초점에서 멀어질수록 밀도가 낮아진다. SOI의 윗면에 조사되는 할로겐 램프의 직·간접적인 에너지가 코사인 함수의 형태를 띄었다고 가정하였다. 즉 복사에너지의 분포 $q_r(x)$는

$$q_r(x) = \frac{1}{2}q_{r,\max} \times \left(\cos\frac{\pi(x-x_0)}{B} + 1\right) \quad \text{for} \quad x_0 - \frac{B}{2} \le x \le x_0 + \frac{B}{2}$$

$$= 0 \quad \text{for} \quad x < x_0 - \frac{B}{2},\ x > x_0 + \frac{B}{2} \tag{1}$$

의 분포를 갖는다고 가정하였다. 여기서

$q_{r,max}$: 타원형 반사경 초점에서의 복사에너지
x : 실리콘 기판 한쪽 끝에서의 거리
x_0 : 할로겐 램프의 위치
B : 복사에너지가 조사되는 폭이다.

실리콘 기판 표면에서 일어나는 자연대류에 의한 열손실을 계산하기 위해서는 수평 평판에서의 열전달계수를 알아야 한다. 수평 평판에서 가열면이 위로 향할 때의 자연대류 열전달은

$$\text{층류: } Nu = 0.54(Gr_L \cdot Pr)^{1/4},\ 10^5 < Gr_L \cdot Pr < 2\times10^7 \tag{2}$$

$$\text{난류: } Nu = 0.14(Gr_L \cdot Pr)^{1/3},\ 2\times10^7 < Gr_L \cdot Pr < 3\times10^{10} \tag{3}$$

으로 주어진다.[6,7] 여기서 Nu, Gr_L, Pr은 각각 Nusselt수, Grashof수, Prandtl수이다. 본 연구에 이용된 선형열처리기는 7.9×10^5의 $Gr_L \cdot Pr$ 값을 갖고 있으므로 기판 위의 자연대류가 층류가 된다. 따라서 Eq. (2)에 대입하면 열전달계수 h

$$h = k \cdot Nu/L = 8.713\ W/m^2K \tag{4}$$

를 얻게 된다. 여기서 k는 공기의 열전도율이고, L은 실리콘 기판의 길이이다.

수평 평판에서 가열면이 아래로 향할 때의 자연대류 열전달은

$$\text{층류: } Nu = 0.27(Gr_L \cdot Pr)^{1/4},\ 10^5 < Gr_L \cdot Pr < 2\times10^7 \tag{5}$$

으로 상면과 같이 계산하면 열전달계수 $h = 4.357\ W/m^2K$을 얻는다.

열전달 현상을 전산해석하기 위한 수식을 얻기 위해 에너지 평형법(energy balance method)을 이용하였다.[8] 어떤 임의의 검사체적(control volume)에 작용하는 에너지 평형방정식은

$$\dot{E}_{in} = \dot{E}_{st} \tag{6}$$

와 같이 나타낼 수 있는데, 여기서 $\dot{E}_{in}$은 주변에서 검사체적 안에 들어가는 에너지이고 $\dot{E}_{st}$는 검사체적 안에 저장되는 에너지이다.

Fig. 3(a)에 나타낸 바와 같이 실리콘 웨이퍼 내부의 절점(node) m, n 주위에 크기 $\Delta x \cdot \Delta y$의 점사체적을 가정하고 여기에 Eq. (6)의 에너지 평형법을 적용하면 Eq. (7)과 같다.

$$k\Delta y\frac{T^{p+1}_{m-1,n} - T^{p+1}_{m,n}}{\Delta x} + k\Delta y\frac{T^{p+1}_{m+1,n} - T^{p+1}_{m,n}}{\Delta x} + k\Delta x\frac{T^{p+1}_{m,n-1} - T^{p+1}_{m,n}}{\Delta y} + k\Delta x\frac{T^{p+1}_{m,n+1} - T^{p+1}_{m,n}}{\Delta y} = \rho C_p \Delta x \Delta y \frac{T^{p+1}_{m,n} - T^{p}_{m,n}}{\Delta t} \tag{7}$$

여기서 좌변은 첫 번째 항부터 각각 왼쪽, 오른쪽, 위쪽, 아래쪽의 절점에서 m, n 절점의 검사체적에 전달된 열을 나타내며, 우변은 m, n 절점의 검사체적에 저장된 에너지이다. T^P와 T^{P+1}은 기준시간의 온도와 Δt의 시간이 지난후의 온도이다.

Fig. 3(b)에 나타낸 바와 같이 할로겐 램프의 복사에너지가 조사되는 위 실리콘 웨이퍼의 윗면에 에너지 평형법을 적용한다. 절점 m, 0는 윗부분이 대기에 접하고 있으므로 검사체적의 크기는 $\Delta x \cdot (\Delta y/2)$이다.

$$k\frac{\Delta y}{2}\frac{T^{p+1}_{m-1,0} - T^{p+1}_{m,0}}{\Delta x} + k\frac{\Delta y}{2}\frac{T^{p+1}_{m+1,0} - T^{p+1}_{m,0}}{\Delta x} + k\Delta x\frac{T^{p+1}_{m,1} - T^{p+1}_{m,0}}{\Delta y} + h\Delta x(T^{p+1}_{\infty} - T^{p+1}_{m,0}) + \varepsilon\sigma\Delta x(T^{4,p+1}_{\infty} - T^{4,p+1}_{m,0}) + q_1\Delta x = \rho C_p \frac{\Delta x}{2}\Delta y \frac{T^{p+1}_{m,n} - T^{p}_{m,n}}{\Delta t} \tag{8}$$

여기서 좌변의 처음 3항은 각각 왼쪽, 오른쪽, 아래쪽의 절점에서 m, 0 절점의 검사체적에 전도된 열을 나타내며 다음 항들은 각각 자연대류, 복사열전달, 할로겐 램프의 복사에너지 등에 의해서 대기에서 웨이퍼의 윗면에서 전달된 열이다. 우변은 m, 0의 검사체적에 저장된 에너지이다. 아래 실리콘 웨이퍼의 아래면에도 할로겐 램프의 복사에너지에 의한 열전달 항을 제외한 동일한 방정식을 적용하였다.

Fig. 3(c)에 나타낸 바와 같이 위 웨이퍼의 아래면은 5Å의 극히 얇은 수증기 막을 사이에 두고 아래 웨이퍼와 접해있다. 접촉면의 접촉저항을 $R_{t,c}$라고 하면 접촉면에서의 열전달은 아래와 같이 표현된다.

$$q_{contact} = \frac{\Delta x}{R_{t,c}}(T_{m,n+1} - T_{m,n}) = k_c \Delta x \frac{T_{m,n+1} - T_{m,n}}{\Delta y_c} \tag{9}$$

여기서 Δx는 접촉면의 면적이고, k_c는 접촉면에 있는 물질의 열전도도(thermal conductivity)로, 본 연구에서는 600 K에서 수증기의 열전도도인 0.0422 W/m·K이다. Δy_c는 접촉면의 간격으로 5Å이다. 따라서

$$\frac{1}{R_{t,c}} = \frac{k_c}{\Delta y_c} = \frac{0.0422 W/m \cdot K}{5 \times 10^{-10} m} = 84.4 \times 10^6 W/K$$

이다.

기포가 있는 부분은 웨이퍼 사이의 간격이 100Å으로 접촉면보다 두꺼울 뿐 다른 수치는 동일하다. 기포에서의 contact resistance의 역수는

$$\frac{1}{R_{t,c}} = \frac{k_c}{\Delta y_c} = \frac{0.0422 W/m \cdot K}{100 \times 10^{-10} m} = 4.22 \times 10^6 W/K$$

이다. 이를 에너지 평형법에 대입하면

$$k\frac{\Delta y}{2}\frac{T^{p+1}_{m-1,n} - T^{p+1}_{m,n}}{\Delta x} + k\frac{\Delta y}{2}\frac{T^{p+1}_{m+1,n} - T^{p+1}_{m,n}}{\Delta x} + k\Delta x\frac{T^{p+1}_{m,n-1} - T^{p+1}_{m,n}}{\Delta y} + \frac{\Delta x}{R_{t,c}}(T^{p+1}_{m,n+1} - T^{p+1}_{m,n}) = \rho C_p \Delta x \frac{\Delta y}{2}\frac{T^{p+1}_{m,n} - T^{p}_{m,n}}{\Delta t} \tag{10}$$

여기서 좌변의 처음 3항은 각각 왼쪽, 오른쪽, 위쪽의 절점에서 m, n 절점의 검사체적에 전달된 열을 나타내며 다음 항은 접촉면을 통하여 아래의 웨이퍼에서 전달된 열이다. 우변은 m, n의 검사체적에 저장된 에너지이다. 아래 웨이퍼의 윗면에 대해서도 동일한 방정식이 적용된다.

상기 방정식을 수치해석하기위해 유한차분법 (finite difference method)을 사용하였으며, 그중에서 특히 ADI (alternating direction implicit) method[9,10]로 수행하였다. Eq. (7)에 대해 한 시간 단위(time step)를 둘로 나누고 먼저 수평방향에 대하여

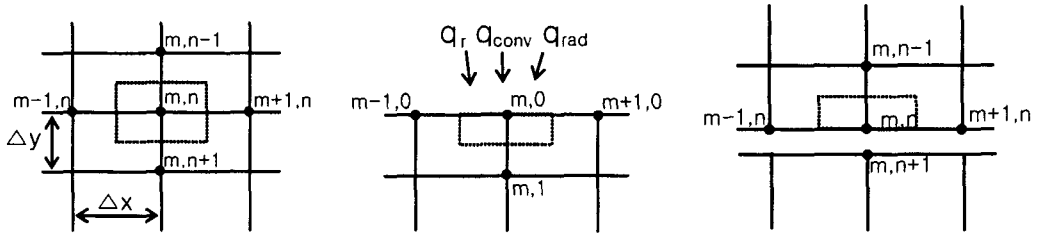
$$k\frac{\Delta y}{\Delta x}\left(T^{p+\frac{1}{2}}_{m-1,n} - 2T^{p+\frac{1}{2}}_{m,n} + T^{p+\frac{1}{2}}_{m+1,n}\right) + k\frac{\Delta x}{\Delta y}(T^{p}_{m,n-1} - 2T^{p}_{m,n} + T^{p}_{m,n+1}) = \rho C_p \Delta x \Delta y \frac{T^{p+\frac{1}{2}}_{m,n} - T^{p}_{m,n}}{\Delta t/2} \tag{11}$$

를 적용한 후 수직방향에 대해서

$$k\frac{\Delta y}{\Delta x}\left(T^{p+\frac{1}{2}}_{m-1,n} - 2T^{p+\frac{1}{2}}_{m,n} + T^{p+\frac{1}{2}}_{m+1,n}\right) + k\frac{\Delta x}{\Delta y}(T^{p+1}_{m,n-1} - 2T^{p+1}_{m,n} + T^{p+1}_{m,n+1}) = \rho C_p \Delta x \Delta y \frac{T^{p+1}_{m,n} - T^{p+\frac{1}{2}}_{m,n}}{\Delta t/2} \tag{12}$$

를 적용하였다. 다른 경계 부분에 대해서도 같은 방법을 적용하여 유한차분식을 만들었다. 해석 대상의 모든 영역에 대하여 수평방향 유한차분식을 적용하여 $T^{p+\frac{1}{2}}$를 구한 후, 수직방향 유한차분식을 적용하여 $T^{p+\frac{1}{2}}$을 구하였다.

수치해석 프로그램의 정밀도를 확인하기 위해서 한쪽 면은 단열되어 있고 다른 면은 대류열전달을 하는 2차원 무한평판의 시간에 따른 온도분포를 해석해로 구하여 ADI method를 이용한 수치해와 0.1% 미만의 작은 오차를 보임을 확인하였다.



(a) Node at interior (b) Node at the top surface (c) Node at the contact surface

Fig. 3. Nodes and control volumes.

3. 결과 및 토의

3.1. 선형가열에 의한 보이드의 수축현상

먼저 Fig. 4에 일반적인 전기로에서 실온가접한 상태 보이드가 있는 경우 600°C로 2시간 열처리한 경우의 보이드를 (a), (b)에 각각 나타내었다. 약 직경 1.6 cm의 중앙부 보이드를 가진 가접상태의 기판쌍이 600°C 열처리 후 2.2 cm로 커지고 보이드의 높이도 증가한 것으로 판단된다. 동심원의 개수가 많아진 것은 그 만큼 적외선의 회절이 많이 일어났으므로 상대적으로 높이가 증가한 것이다. 따라서 실온에서 접합강도를 높이기 위한 열처리 공정시 이미 생성된 보이드는 약 3배 정도로 부피가 팽창하였다. 즉, 가접한 상태에서 보이드가 있는 경우는 일반적인 전기로에서 많은 열을 가하더라도 더 이상 접합이 진행되지 않고 보이드는 점점 성장한다. 대부분의 보이드는 H_2O로 이루어져 온도가 올라가면 그만큼 부피가 커지려 하기 때문이다.

한편 (c)에는, 이미 보이드를 가진 (b)상태의 보이드 제거 유무를 확인하기 위해, 다시 1000°C 고온에서 2시간 열처리 한 후 관찰한 IR 이미지를 나타내었다. 큰 변화 없이 계속 비슷한 크기를 유지한채 변화가 없음을 알 수 있다. 따라서 기존의 전기로 열처리 방법으로는 일단 생성된 보이드는 더 높은 온도에서 열처리 하더라도 그 크기가 증가하거나 유지되며 더 작게하거나 제거하는 것이 가능하지 않음을 확인하였다.

Fig. 5(a)에 청정실에서 가접한 직후의 IR이미지를 나타내었다. 직경 10 mm 1개와 3 mm 정도의 2개 보이드가 명확히 관찰되고 있다. 이러한 보이드는 particle의 혼입이나 기판의 국부적인 변위 때문에 생긴 것이으로 판단되었다. IR카메라의 detector가 Near-IR범위의 800 nm의 정도에서 가장 강하게 회절하므로 $n\lambda = 2d$의 관계식 (n: 회절선의 개수, λ는 파장, d는 보이드의 높이)에서 추정하면 큰 보이드의 경우 최고 높이는 약 1.2 μm정도라고 추정되었다.

Fig. 5(b)에는 600°C에서 2시간 동안 전기로로 처리한 경우의 이미지로서 (a)에 비하여 위치는 변하지 않았으나 직경과 높이가 각각 1.3배, 2배 정도로 성장하였음을 알 수 있다. 이러한 현상은 계면의 H^+와 OH^-가 합쳐져서 기상의 H_2O로 용이하게 형성되었으며 한편 형성된 수증기가 온도증가에 따라 평창하면서 쉽게 3배 정도의 부피팽창이 생긴 결과라고 생각된다. 따라서 가접시 생긴 보이드 결함은 일반적인 열처리를 진행하면 온도가 증가할수록 더 커짐을 예상할 수 있다.

Fig. 5(c)에는 (b)의 기판쌍을 1회 선형가열한 후의 IR 이미지이다. (b)에 비하여 위치와 직경은 변하지 않았으나 등고선의 명암이 흐릿하여지면서 명암차가 없어지고 있다. 이는 보이드가 중앙부가 가장 높은 캡형에서 평판형으로 변화하고 있음을 암시하고 높이가 점점 줄어들었음을 의미한다.

(d)에는 2회 선형가열후의 IR이미지로서 역시 위치와

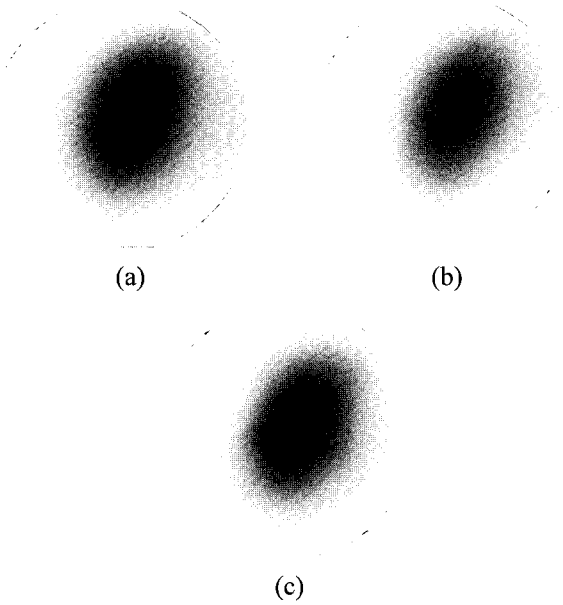


Fig. 4. IR images of voids after (a) premated at room temperature, (b) conventional furnace annealed(CFA) at 600°C for 2 hours, and (c) CFA at 1000°C for 2 hours.

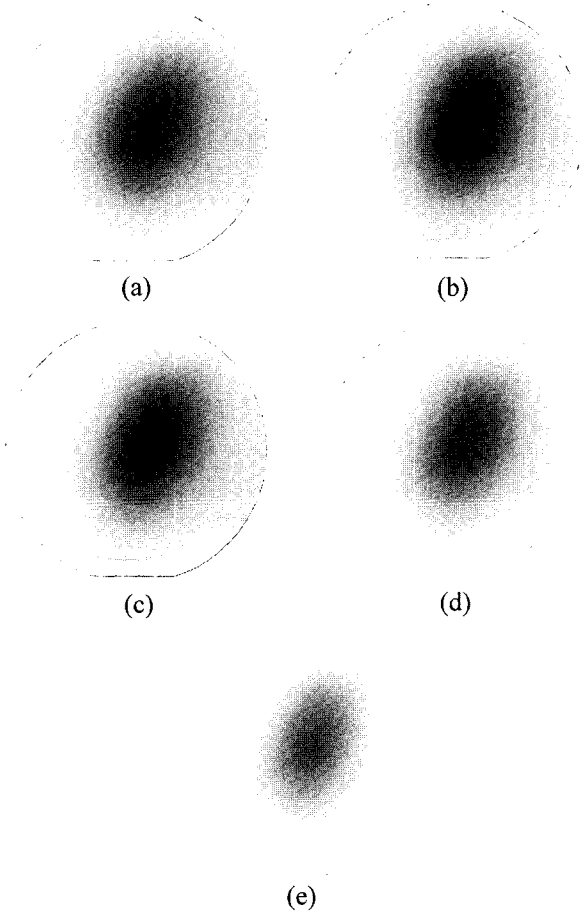


Fig. 5. IR images of voids after (a) the premated at room temperature, (b) the conventional furnace annealed at 600°C for 2 hours, (c) the first fast linear annealed (FLA) at 450°C, (d) the second FLA, and (e) the third FLA.

크기의 변화는 없이 최종적으로 보이드의 계면이 가까워지며 얇아지고 있음을 보이드부의 희미한 명암차로부터 알 수 있다. (e)는 3회 선형가열 후의 IR이미지로서 완전히 보이드가 제거되었음을 나타낸다. 이러한 현상은 기존 열처리공정에서는 알려지지 않은 효과로 매우 이례적이다. 즉 선형가열을 보이드가 있는 기판쌍에 적용하는 경우, 현상적으로 수차의 반복실험으로 확인한 결과 선형열처리를 반복하면 보이드가 작아지면서, 궁극적으로 없어지는 것을 확인하였다.

따라서 국부적인 열구배가 있는 선형열처리가 전체시스템의 온도를 모두 높이는 일반적인 열처리방법에 비해 보이드를 제거하는데 매우 효과적이라는 방법임을 확인하였다.

3.2. 전산모사에 의한 선형가열시의 해석 결과

할로겐 램프를 이용한 선형가열법은 초기에 할로겐 램프를 실리콘 웨이퍼의 한쪽 끝에 일정 시간동안 조사하게 하여 웨이퍼 전체의 온도가 정상상태에 도달한 다음 할로겐 램프를 다른쪽 끝으로 일정한 속도로 이동시키면서 열처리한다. 초기의 정상상태를 모사하기 위해 웨이퍼의 왼쪽 끝에서 10 mm 되는 지점에 할로겐 램프의 복사에너지가 조사될 경우 웨이퍼의 온도가 정상상태에 이르렀을 때의 온도분포를 계산하여 Fig. 6에 나타내었다.

할로겐 램프의 복사에너지를 코사인 함수 형태의 에너지 분포로 가정하였으므로 12.5 mm의 조사폭을 제외한 곳에서 할로겐 램프의 복사에너지 유입은 0으로 나타난다. 할로겐 램프의 복사에너지를 받는 부분의 온도가 가장 높고 좌우로 멀어질수록 온도가 떨어진다. 그런데 최고의 온도를 나타내는 곳은 할로겐 램프 복사에너지가 peak가 되는 초점이 아니라 그보다 약간 왼쪽에 치우쳤음을 알 수 있다. 이는 초점의 오른쪽에는 실리콘 웨이퍼를 통하여 열이 잘 빠져나가는데 반하여 왼쪽에는 웨이퍼의 끝면에 가까워 열이 쌓이기 때문으로 사료된다.

계산에서 보인바와 같이 선형가열은 정상상태에서도 425°C의 최고 온도를 가지며 가장 큰 온도구배가 225°C로 비교적 저온에서 적은 수평방향의 온도구배를 가지고 진행됨을 알 수 있다.

Fig. 7은 복사에너지 초점이 있는 10 mm 지점에서 온도의 수직분포를 나타낸다. 할로겐 램프의 복사에너지가 유입되는 실리콘 웨이퍼의 윗면의 온도가 가장 높고 아래로 갈수록 낮아진다. 접촉면이 있는 0.5 mm 깊이에서 위 웨이퍼의 온도와 아래 웨이퍼의 온도는 0.0004°C로 극히 작았다. 웨이퍼 아래에서도 온도가 계속 감소하므로 웨이퍼 아래면을 통해서 열이 방출됨을 알 수 있다. 따라서 선형가열은 수직방향의 온도구배가 극히 적은 특징을 가지고 있었다.

실리콘 웨이퍼의 온도가 정상상태에 도달한 다음 할로겐 램프를 다른쪽 끝으로 일정한 속도로 이동시키면서 웨이퍼의 온도분포 변화를 계산하였다. 할로겐 램프의 이동속도가 0.5 mm/s 일때 이동후 100초 후에 할로겐 램프는 x = 60 mm에 이르는데, 이때의 온도분포를 Fig. 8에 나타내었다. 할로겐 램프의 초점에서 온도가 가장 높고 양쪽으로 갈수록 온도가 낮아지지만 오른쪽의 온도구배가 왼쪽보다 급함을 알 수 있다. 이는 오른쪽 부분에서는 할로겐 램프가 가까워짐에 따라 온도가 올라가는 중이지만, 왼쪽에서는 할로겐 램프가 지나간 후에 열이 아직 충분히 식지 않아서 높은 온도를 유지하기 때문이다. 할로겐 램프의 이동 속도를 더욱 늦추면 매 순간마다 온도분포가 정상상태와 비슷하게 되어서 할로겐 램프의 초점을 중심으로 좌우 대칭의 온도분포를 보인다. 하지만 할로겐 램프의 이동속도를 0.5 mm/s보다 더 높이면 Fig. 8보다 더욱 큰 좌우 비대칭의 온도분포를 보임을 확인하였다. 따라서 할로겐 램프가 이동중에도 선형가열법은 정상상태와 마찬가지로 약 100°C 정도의 비교적 작은 수평온도구배가 있음을 알 수 있었다.

Fig. 9는 할로겐 램프가 60 mm 지점에 왔을때 그 지

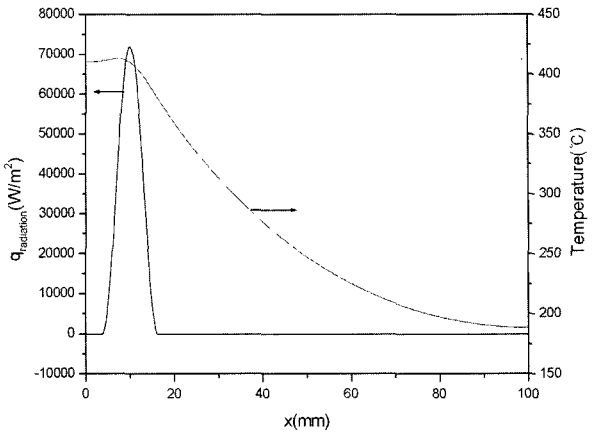


Fig. 6. Calculated halogen lamp radiation heat distribution and steady state temperature distribution on the silicon wafer when the focal point of the reflector is located at x = 10 mm in steady state.

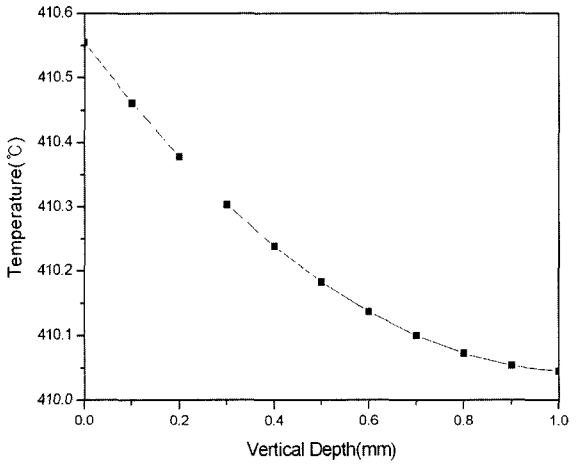


Fig. 7. Temperature of the silicon wafer vertical as a function of depth at x = 10 mm.

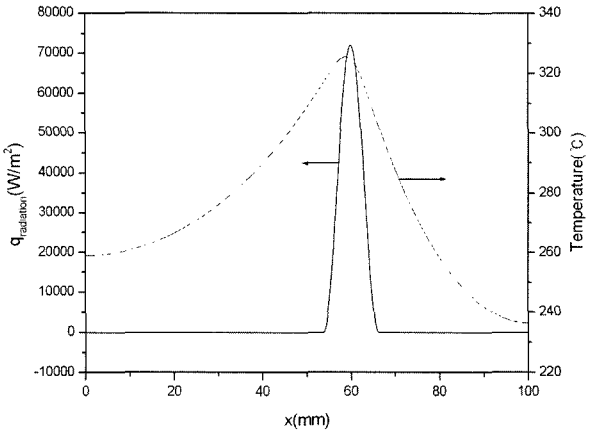


Fig. 8. Calculated halogen lamp radiation heat distribution and transient temperature distribution on the silicon wafer when the focal point of the reflector is located at x = 60 mm with scan speed of 0.5 mm/s.

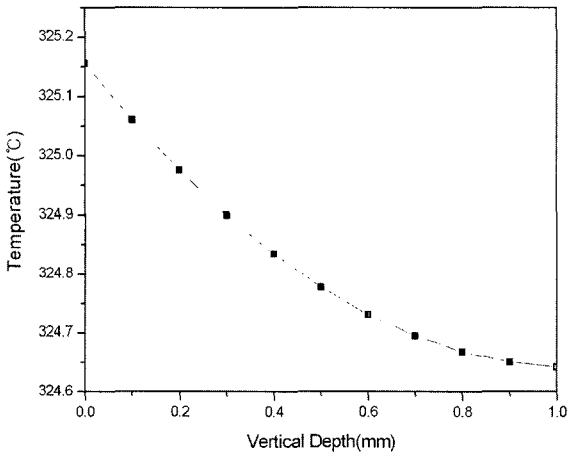


Fig. 9. Temperature of the silicon wafer vertical as a function of depth at x = 60 mm.

점에서의 수직 온도분포이다. Fig. 7과 마찬가지로 윗면에서 할로겐 램프의 복사에너지가 유입되고 아래면에서 대기중으로 열이 방출됨을 알 수 있다. 따라서 60 mm 지점은 기포가 있는 지점인데 기포를 사이에 둔 위 웨이퍼의 온도와 아래 웨이퍼의 온도의 차이가 0.0008°C로서 Fig. 7에서의 차이보다는 크지만 급격한 온도 차이를 보일 만큼 큰 차이는 아니고 무시할 만한 온도구배를 가진다고 예상되었다.

이와 같이 선형열처리에서는 깊이 방향의 온도구배는 매우 미미하였으나, 할로겐 램프가 움직이는 방향으로의 온도구배가 100~200°C 정도 발생하여 보이드 에지 부분에 열원이 도착한 경우 부근의 가스상을 안쪽으로 이동시키는 구동력을 가질 수 있었다. 이에 따라 기상불순물이 이동한 에지부분에서의 국부적 접합이 진행되어 보이드의 크기가 작아질 수 있었다.

한편 선형가열은 전산모사에서 예측된 바와 같이 정지상태에서도 열원근처의 가장 온도가 높은 곳과 멀리 떨어져서 가장 온도가 낮은 곳과 200°C 정도의 온도차이를 보여 이에 따른 5.2×10^{-4} 정도의 열변형율이 예상되었고, 이는 실리콘의 탄성한계(< 0.1%) 보다 작아서 실리콘의 고온열처리에서 우려되는 휨현상(warpage)이 발생하지 않고 반복해서 채용이 가능한 장점이 있었다.

4. 결 론

1. 전기로를 이용한 직접접합된 $Si/Si_3N_4 \| SiO_2/Si$ 구조의 내부에 보이드를 가진 기판쌍을 선형가열기를 적용한 결과 보이드가 수축하였다. 3회 연속 선형가열을 실시하면 직경 1 cm 정도의 보이드가 점점 수축하다가 제거되는 현상을 확인하였다.

2. 상기현상을 확인하기 위해 유한차분법을 활용한 전산모사를 수행한 결과 기판쌍 두께 방향의 온도구배는 미미하였고, 수평방향의 온도구배가 보이드 에지부의 물질이동을 일으키는 구동력을 제공하였다.

3. 전산모사에 의하면 선형가열은 표면온도가 425°C 이하로 비교적 저온에서 진행되며 전체기판에서 최고온도차이가 200°C 정도로 휨현상이나 잔류열응력 없이 반복적으로 채용될 수 있는 저온 공정이었다.

감사의 글

이 논문은 2003년도 정보통신기초기술연구지원사업(과제번호 03-기초-0061)의 지원에 의하여 연구되었습니다.

참 고 문 헌

1. J. P. Colinge, MRS Bulletin, **3**(12), 16 (1988).
2. J. D. Zahn, A. A. Deshmukh, A. P. Pisano and D. Liepmann, MEMS., The 14th IEEE International Conference on, 503 (2001).
3. J. B. Lasky, Appl. Phys. Lett., **48**(1), 78 (1986).
4. J. W. Lee, C. S. Kang, O. S. Song and J. H. Ryu, Kor. J. Mater. Res., **19**(10), 665 (2000).
5. Y. C. Joo, J. W. Lee, O. S. Song, Y. C. Joo and C. S. Kang, J. Kor. Inst. Met. & Mater., **39**(1), 110 (2001).
6. W.M. Kays and M. E. Crawford, Convective Heat and Mass Transfer, McGraw-Hill, Inc. NY, 327-329 (1980).
7. J. P. Holman, Heat Transfer, 8th ed., McGraw-Hill, Inc. NY, 354-355 (1997).
8. F. P. Incropera and D. P. DeWitt, Fundamentals of Heat and Mass Transfer, 5th ed., John Wiley & Sons, Inc. NY, 198-205 (2002).
9. J. C. Tannehill, D. A. Anderson and R. H. Pletcher, Computational Fluid Mechnics and Heat Transfer, 2nd ed., Tayler & Francis, 139-141 (1997).
10. J. D. Anderson, Jr., Computational Fluid Dynamics-The Basics with Applications, McGraw-Hill, Inc., NY, 243-247 (1995).