한국공작기계학회 '99년도 춘계학술대회 논문집 pp.111~116

GMA 용접에 온도분포와 비드형상에 관한 연구

A Study on Temperature Distribution and Bead Geometry in GMA Welding

김일수*, 박창언*, 송창재*, 정영재*, 김동규**

* 목포대학교, ** 목포기능대학교,

Abstract

Over the last few years, there has been a growing interest in quantitative representation of heat transfer and fluid flow phenomena in weld pools in order to relate the processing conditions to the quality of the weldment produced and to use this information for the optimization and robotization of the welding process. Normally, a theoretical model offers a powerful alternative to estimate the important input parameters and to calculate the effects of varying any of parameters. To solve this problem, a transient 2D(two-dimensional) heat conduction and a transient 2D axisymmetric heat and fluid model were developed for determining weld bead geometry and temperature distribution for the GMA(Gas Metal Arc) welding process. The equation was solved using a general thermofluid-mechanics computer program, PHOENICS code, which is based on the SIMPLE algorithm. The simulation results showed that the calculated bead geometry from two developed models reasonably agree with the experiment result.

1. 서 론

GMA 용접은 아크에 의하여 용접부에 가해진 열이 접합부의 금속을 녹여서 용융지를 형성하고 일부는 전도에 의하여 모재로 손실되고, 나머지 일부는 대류 및 복사에 의해서 대기로 빠져나간다. 용접공정의 출력변수인 용접부 온도와 용융지크기(bead geometry)는 이와 같은 열적현상에 지배를 받기 때문에 열입력에 대한 이러한 출력변수의 동적 거동을 얻기 위해서는 용접부에서의 열적현상을 고려해야 한다. 해석해에 대한 보완은 좀더 실제적인 가정을 도입함으로써 이루어지며, 그 대표적인 것으로는 분포열원, 상변화 그리고 용융지 내부의 유체유동을 고려한 연구가 대부분을 차지한다[1~5]. 그러나, 모든 이러한 해석은 단지 준정상 상태에서만 유용하며, 이러한 정적 모델은 대상고정의 동적거동에 근거하여 이루어지는 용접공정의 최적화 및 공정제어기 설계에는 부적합하다. Eager[6]와 Tsai[7]는 준무한(semiinfinite) 평판에서 Gaussian 분포의 열원을 갖는 온도장의 과도적 모델을 유도하였다. 이 모델은 온도분포의 과도적 특성을 설명하고 있지만 용접물의 두께를 준무한 평판이라는 비현실적인 가정 하에 이루어졌기 때문에 용입깊이를 예측하는데 많은 오차를 유발하고 있다. Mayer[8]의 영상기법은 용접 표면에서의 실질적인 경계조건을 고려하지 않았고 그 결과 얇은박판 또는 완전용입 용접조건하에서 큰 온도분포 오차를 보여주고 있다. 최근까지 주로 용융과 관련된 연구는 주로 GTA(Gas Tungsten Arc)용접에 국한되어 있거나, GMA 용접의 경우 아크압력이 비드형상을 결정하는데 미치는 영향이 중력에 비하여 무시할 만큼 작다고 가정하고, 용융지 모델링을 연구하였다. 용접부의 크기와 형상과의 관계를 실험적으로 결정하기 위해 실제적인 데이터로 사용할 수 있지만, 여기서 사용된 용접조건은 아크전압, 용접전류 그리고 용접속도 등과 같은 실제적인 값들이 아니므로 다양한 공정변수에 따른 용접부 형상을 예측하기란 매우 어렵다. 따라서 비드형상 및 용접결함을 공정변수로부터 예측할 수 있는 수학적 모델개발이 필수적으로 요구된다.

본 논문은 GMA 용접공정에서 용접품질인 비드형상과 관련한 2D 열전도와 2D 열전도 및 대

류 수학적 모델을 개발하고 비드형상에 대한 공정변수들의 영향을 연구하고 이를 이용하여 귀환제어 시스템(feedback control system)을 구축하는데 필요한 알고리즘을 개발하기 위한 체계적인 방법을 제안하는 것이다. 또한 이 해석해의 정확성을 검증하기 위하여 두께가 같은 두 연강판의 bead-on-plat용접에 대하여 용접조건을 변화시키면서 실험을 하였으며 용접 시작점에서 일정한 간격으로 여러 단면에서 용접비드의 형상을 해석해의 계산결과와 비교하였다. 이 결과 비드폭 및 용입깊이 에 대하여 상당히 좋은 결과를 보여주고 있다. 비드크기의 선정은 앞의 해석해를 이용한 이론적 해석과 실험연구를 통하여 이루어졌다. 선정된 측정점에서의 비드크기 측정온도와 용융지의 크기 인자들간의 관계가 실험 및 이론에 의해서 조사되었다.

2. 해석모델 및 유한요소식

2-1 GMA 공정의 2차원 열전도 해석

열전도 지배방정식은 다음과 같다.

$$\rho \cdot C_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} - U_0 \frac{\partial T}{\partial X} = \nabla \cdot (K \cdot \nabla T) + \Delta H \quad (1)$$

식(1)의 초기조건은 처음 모재의 온도에 따라 결정되며, 여기서는 처음 모재의 온도가 상온이었다는 가정하에 다음과 같이 나타내었다.

$$T = T_0 \quad (2)$$

식(1)의 해를 구하기 위하여 경계면에서의 경계조건은 다음과 같다. X좌표로 이동하는 열원의 선단인 X에서는 모재의 초기온도로 가정한다.

$$T = T_0 \quad (3)$$

Z좌표에서는 아크의 용접열원과 접하는 경계면에서는 열원은 전극과, 모재사이에 강한 전류를 흘릴 때 발생하는 아크의 열로서 Goldak et al.[9] 에 의해 제안된 double ellipsoidal 분포를 갖는다고 가정하였으며, 내부에서의 열원분포는 다음과 같다.

$$Q = \frac{6\sqrt{3}Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} \exp\left[\frac{-3y^2}{a^2} + \frac{-3z^2}{b^2} + \frac{-3x^2}{c^2}\right] \quad (4)$$

여기서, 용접물의 윗면은 고온상태에서 산화되는 것을 막기 위하여 보호가스로서 대기와의 접촉을 차단하므로, 일반적으로 대류에 의한 열 손실이 존재하며, 고온의 용융지에 복사에 의한 열 손실이 또한 존재하므로, 열 손실항은 다음과 같다.

$$Q = h_c A(T - T_\infty) + \sigma\varepsilon(T4 - T_\infty^4) \quad (5)$$

2-2 GMA 공정의 열전달 및 유체흐름 해석

GMA 용접공정에서 spatially distributed 및 전류 플럭스는 용접부 표면 즉 z=0인 자유표면 위에 낙하된다. GMA 용접공정에 발생되는 용입깊이는 용융지 표면 위에 낙하하는 용접아크 및 용접부내로 떨어진 droplets에 의한 열전달 때문이다. 결국, 자유 및 강제(free and forced) 대류 흐름이 용융지내에 반경 및 축방향으로 스며든다. 또한 용융지내의 대류를 위해 4가지 추진력(전자기, 중력, 표면장력, 플라즈마 드랙)을 고려하였다.

연속 방정식은 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}(\rho r u_r) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho u_z) = 0 \quad (6)$$

반경 운동량 방정식은 다음과 같이 표현된다.

$$\rho\frac{\partial u_r}{\partial t} + \rho u_r\frac{\partial u_r}{\partial r} + \rho u_z\frac{\partial u_r}{\partial z} = -\frac{\partial p}{\partial r} + \mu\left[\frac{\partial^2 u_r}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial u_r}{\partial r} - \frac{u_r}{r^2} + \frac{\partial^2 u_r}{\partial z^2}\right] - J_z B_\theta \quad (7)$$

축 운동량 방정식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\rho\frac{\partial u_z}{\partial t}+\rho u_r\frac{\partial u_z}{\partial r}\rho u_z\frac{\partial u_z}{\partial z}=$$

$$-\frac{\partial p}{\partial z}+\mu\left[\frac{\partial^2 u_z}{\partial r^2}+\frac{1}{r}\frac{\partial u_z}{\partial r}+\frac{\partial^2 u_z}{\partial z^2}\right]$$

$$+J_r B_\theta+\beta\rho g(T-T_0) \qquad (8)$$

에너지 방정식은 다음과 같이 표현된다.

$$]\ \rho C_p\frac{\partial T}{\partial t}+\rho C_p u_r\frac{\partial T}{\partial r}+\rho C_p u_z\frac{\partial T}{\partial z}=$$

$$k\frac{\partial^2 T}{\partial r^2}+k\frac{\partial^2 T}{\partial z^2}+H \qquad (9)$$

경계조건들을 Fig. 1에 나타내며 다음과 같다.

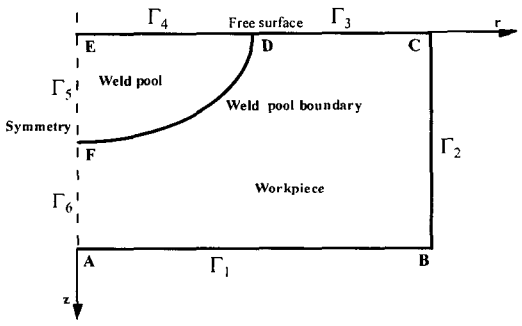

Fig. 1 The boundary conditions employed in the mathematical model

$$\Gamma_1(AB)u_r=0,u_z=0,-k\frac{\partial T}{\partial z}=h_c(T-T_a)+\sigma\varepsilon(T^4-T_a^4),\frac{\partial\phi}{\partial z}=0$$

$$\Gamma_2(BC)u_r=0,u_z=0,-k\frac{\partial T}{\partial r}=h_c(T-T_a)+\sigma\varepsilon(T^4-T_a^4),\phi=0$$

$$\Gamma_3(CD)u_r=0,u_z=0,-k\frac{\partial T}{\partial z}=q_a=\frac{3Q}{\pi r_q^2}\exp\left\{-3(r/r_q)^2\right\},J_{suf}=-\sigma\frac{\partial\phi}{\partial z}$$

$$\Gamma_4(DE)u\frac{\partial u_r}{\partial z}=-\left\{\left(\frac{\partial\gamma}{\partial T}\right)\left(\frac{\partial T}{\partial r}\right)\right\}+\frac{3Vr}{\pi r_a^2}\exp\left\{-3(r/r_a)^2\right\}+\tau_{drag},u_z=0,$$

$$-k\frac{\partial T}{\partial z}=\frac{3Q}{\pi r_q^2}\exp\left\{-3(r/r_q)^2\right\} \qquad r<r_s$$

$$T=T_d \qquad r>r_s$$

$$Jsuf=-\sigma\frac{\partial\phi}{\partial z}$$

$$\Gamma_5(EF)u_r=0,\frac{\partial u_z}{\partial r}=0,\frac{\partial T}{\partial r}=0,\frac{\partial\phi}{\partial r}=0$$

$$\Gamma_6(FA)u_r=0,u_z=0,\frac{\partial T}{\partial r}=0,\frac{\partial\phi}{\partial r}=0 \qquad (10)$$

3. 해석 결과 및 고찰

용융지내에 계산의 정확성을 높이고, 분석비용을 줄이기 위하여 부등메쉬(nonuniform mesh)를 이용하였다. 조밀한 입자는 열원근처에 배치하였으며 반대로 거친 입자는 용융지에서 먼 곳으로 배치시켰다. Fig. 2에서 나타낸 것과 같이 수학적 모델은 온도분포를 계산하기 위하여 40×41 비균일 고정된 사각형 그리드 시스템을 이용하였다. 용융지 크기는 약 4㎜로 예측하였다. 최소 반경 그리드는 0.15㎜이며 최소 축 그리드는 0.14㎜이다.

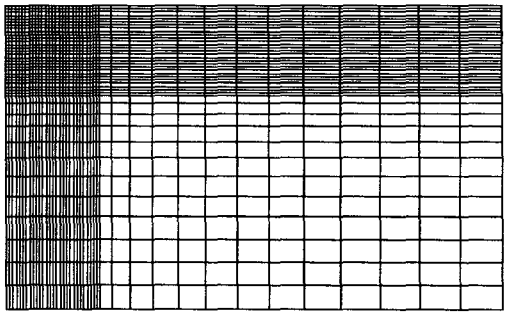

Fig. 2 Grid employed for computations.

열 유동 해석을 통하여 based-on plate 용접부의 용융부를 계산하고 이를 경계조건으로 하여 지배방정식을 이용하면 용접부 형상을 계산할 수 있다. 본 연구에서는 용입깊이(penetration)와 같이 모재가 녹은 부분의 기하학적 형상보다는 용가재에 의해서 형성된 용접부의 비드크기 예측에 주안점을 두었다. 따라서 모재의 용융부는 FDM(Finite Difference Method)해석에 의해서 결정하고 비드형상은 지배방정식을 이용하여 예측하였다. 아크전류 및 용접전압은 360A와 25V이며, 전류분포 유효반지름은 3mm로 하였다. Fig. 3은 용접전류가 360A, 아크전압이 25V 그리고 용접속도가 6mm/sec인 경우 최고온도의 해석결과 및 비드형상을 나타낸 것이다. 시뮬레이션

을 수행하기 위하여 이용한 기계적 상태량은 Table 1에 나타내었다.

Table 1 Material properties employed for modelling

Nomenclatures	Symbol	Value
Coefficient of thermal expansion	β	$10^{-4}(K^{-1})$
Density	ρ	7200 kg/m^3
Electrical conductivity	σ_0	$7.14\times10^5\ \Omega^{-1}m^{-1}$
Heat capacity	C_p	753 J/kg-K
Rate of addition of weld material	F	1.37×10^{-8} m^3/s
Latent heat of fusion	ΔH	2.47×10^5 J/kg
Thermal conductivity (liquid steel)	k_l	15.48 W/m.K
Thermal conductivity (solid steel)	k_s	31.39 W/m.K
Plate radius of domain	L_r	20 mm
Plate thickness of domain	L_z	12 mm
Liquid temperature (steel)	T_{liq}	1723 K
Maximum surface temperature	T_{max}	2500 K
Initial temperature	T_0	300 K
Solid temperature (steel)	T_{sol}	1523 K
Surface tension temperature coefficient	$\frac{\partial y}{\partial T}$	10^{-3} N/m-K
Magnetic permeability	μ_m	1.26×10^{-9}(H/mm)
Dynamic viscosity	μ	6.0×10^{-4} (kg/m.s)

시간변화에 고액(liquid-solid) 구간사이에 단계적인 비드형상의 변화는 Figs. 4~6에 나타내었다. Figs. 4~6에 따르면 용접시간이 증가함에 따라 용입깊이 및 비드폭이 상승함을 알 수 있었다. 또한 0.75초후 비드폭은 4.35mm이며 용입깊이는 3.60mm인 것을 Fig. 6으로부터 알 수 있다. 또한 길이당 열입력의 변화를 연구하기 위하여 1523K로 감소한 다음 0.75초동 안에 시뮬레이션을 실시하였다. 시뮬레이션 결과는 Fig. 7에 나타내었다. 용입깊이는 3.73mm이며 비드폭 3.28mm임을 Fig. 7로 알 수 있었으며, Fig. 3과 비교하여 보면 결론적으로 열입력이 감소하면 비드크기가 감소함을 알 수 있었다.

따라서, GMA용접공정에서 단위 길이당 열입력의 증가에 대해서 용융비드의 크기 지수들의 증가가 용접조건에 따라서 비선형적으로 증가한다. 용융비드의 폭의 경우, 비선형 증가의 주된 요인은 용접속도의 변화에 의해서 유발됨을 알 수 있다. 반면 용입깊이와 비드폭의 반을 합한 지수의 경우에는 용접속도의 변화 외에 용접시편의 이면에서의 경계조건에 의한 비선형 성질이 관찰되었다.

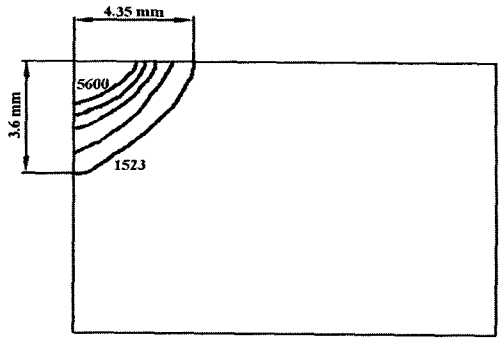

Fig. 3 Temperature field in weld pools for 2D conduction model

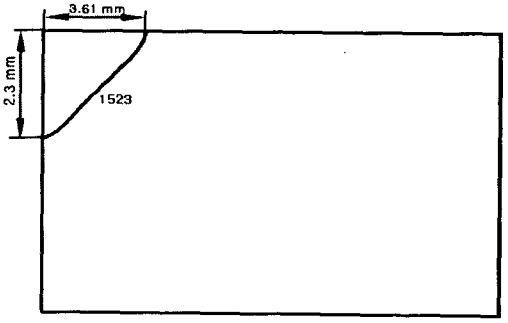

Fig. 4 Liquid-solid interface of the GMA welding process at 0.25 s

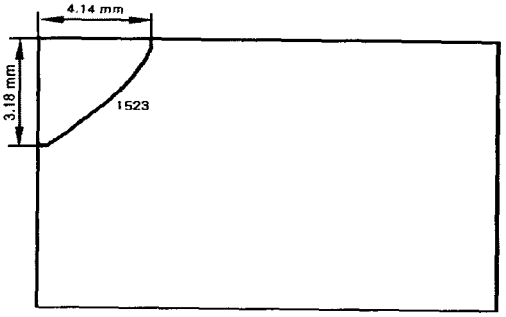

Fig. 5 Liquid-solid interface of the GMA welding process at 0.5 s

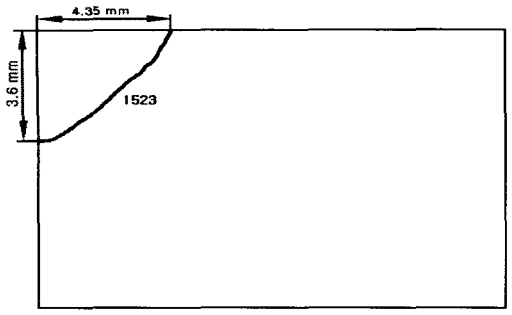

Fig. 6 Liquid-solid interface of the GMA welding process at 0.75 s

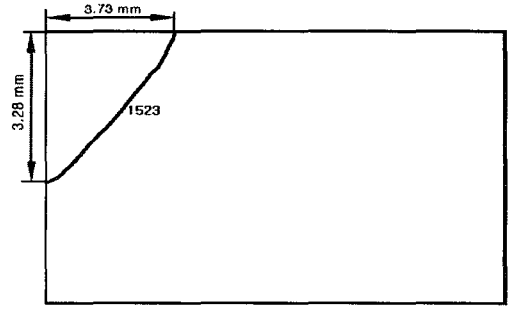

Fig. 7 Liquid-solid interface of the GMA welding process at 1325K heat source

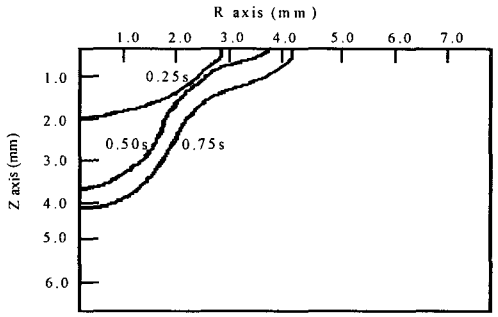

Fig. 8 Liquid-solid interface of the GMAW process at different times

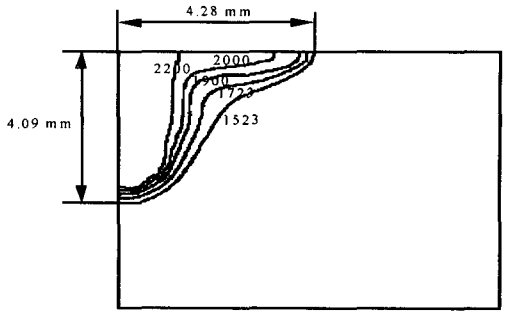

Fig. 9 Temperature field in weld pools due to the combined driving forces

한편 GMA 공정중 발생하는 유체흐름과 열전달에 대한 시뮬레이션 결과로써 시간변화에 액체와 고체구역 사이에 단계적인 인터페이스 변화를 Fig. 8에 나타내었다. Finger 형태의 용입깊이가 발생됨을 Fig. 8에서 알 수 있다. GMA 공정 중에 이 모든 힘들은 용융지내외에 동시에 작용한다. 용융지내의 계산한 온도분포도와 용융지의 형성은 Fig. 9에 나타내었다. 용융지의 직경은 4.26㎜이며 용융지의 용입깊이는 4.09㎜ 였다.

용융지 크기에 대한 공정변수의 영향과 컴퓨터 시뮬레이션의 결과를 평가하기 위하여 2D 열전도 및 2D 열 유체 방정식으로부터 계산한 용융지 크기(비드폭 및 용입깊이)를 Table 2로 나타내었다. 2D 열 유체 방정식으로부터 계산한 용입깊이는 2D 열전도 모델의 계산 값보다 정확하다는 것을 Table 2로 알 수 있으며, 이론적인 모델을 이용하여 계산한 비드폭의 값을 실험값과 상당히 일치함을 알 수 있었다.

Table 2 Comparison of the calculated with the measured bead geometry

	Bead width	Penetration
Experimental result	9.98 mm	4.37 mm
2D conduction model	8.70 mm	3.6 mm
2D conduction and convection model	8.56 mm	4.09 mm

4. 결 론

본 논문은 GMA용접 공정에서 공정변수 변화에 온도분포와 비드 크기가 어떻게 변화하는가를 해석하는 것이 주 목적이다. 그리하여 2D 열전도와 2D 열유체 모델을 개발하고 시뮬레이션을 수행하였다. 이상의 연구로부터 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 개발한 모델을 이용하여 용접시간이 변화함에 따라 비드 크기, 특히 용입깊이가 상승함을 알 수 있었다.
2. 2차원 열유체 모델을 이용하여 용융풀내에서 작용하는 전단력 및 용융금속용의 영향을 조사하였다. 자기력, 표면장력과 용융금속이 용융풀내 대류의 주요 요인이며, 중력 및 플라즈마 드랙힘은 비드형상에 크게 영향을 미치지 않는다.
3. 이론적인 모델로 부터 계산한 비드크기(비드폭과 용입깊이)를 실험결과와 비교하였다. 2차원 열유체 모델이 3차원 열전도 모델보다 정확한 비드크기를 예측하지만, 아직까지 상당한 오차가 존재한다. 이것은 용접 아아크와 용접풀내의 물리적인 현상을 통합한 하나의 모델로 통합하는 것 때문이다. 현재 이에 대한 연구가 진행되고 있으며, 앞으로 좀더 정확한 이론적인 모델이 개발될 것으로 사료된다.

참 고 문 헌

1. Spalding, D. B., "A guide to the PHOENICS input language - CHAM TR/100", CHAM, London, UK, 1993
2. Thompson, M. E. and Szekely, J., "The transient behaviour of weld pools with a deformed free surface", International Journal Heat and Mass Transfer, Vol. 32, No. 6, P. 1007 - 1019, 1989
3. Brent, A. D., Voller, V. R. and Reid, K. J., "Enthalpy porosity technique for modelling convection-diffusion phase change : Application to the melting of a pure metal", Numerical Heat Transfer, Vol. 13, P. 297 - 318, 1988
4. Patankar, S. V., "Numerical heat transfer and fluid flow", McGraw-Hill, New York, USA, 1980
5. Kim, I. S. and Basu, A., "Mathematical models for open loop control in GMAW process", Proceedings of the 1st International Symposium on Advances in Intelligent Computer Integrated Manufacturing System, 21 - 23, November, Seoul, Korea, P. 165 - 172, 1994.
6. Oreper, G. M., Eagar, T. W. and Szekely, J., "Convection in arc weld pools", Welding Journal, Vol. 62, No. 11, P. 307-s - 312-s, 1983
7. Tsai, M. C. and Kou, S., "Electromagnetic - force - induced convection in weld pools with a free surface", Welding Journal. Vol. 69, No. 6, P.241 - 246. 1993
8. Myers, P. S., Uyehara, O. A. and Borman, G, L., "Fundamentals of heat flow in welding", Welding Research Council Bulletin 123, July, 1967
9. Woods, R. A. and Milner, D. R., "Motion in the weld pool in arc welding", Welding Journal, Vol. 50, No. 4, P. 163-s - 173-s, 1971