



10 - LIQUID CORE REDUCTION - LCR

I VANTAGGI DELLA LIQUID CORE REDUCTION – LCR

La Liquid Core Reduction della linea I.S.P. viene realizzata in due fasi nel segmento a tenaglia o TTS, appena sotto la lingottiera e nella Multirulli sotto il TTS (Fig. 1).

Scopo della Liquid Core Reduction è quello di ridurre lo spessore della bramma prima di entrare nello sbozzatore; operazione che consente di operare con sbozzatori molto piccoli e di ottimizzare lo spessore della barra intermedia in funzione dello spessore del nastro finito. Trattasi di un'operazione dinamica, attraverso la quale la bramma con il cuore ancora liquido subisce una riduzione di spessore senza tensioni superficiali; in pratica è come se del materiale pastoso fosse spinto attraverso un imbuto (Fig. 2).

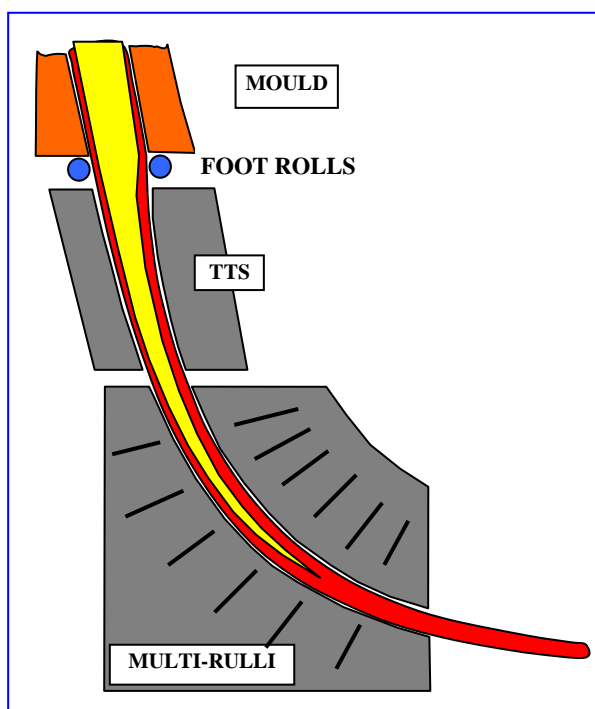
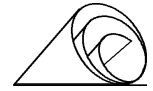


Fig. 1 - Vista d'insieme dei componenti della Liquid Core Reduction

Questa operazione oltre ai suddetti vantaggi, consente di ottenere strutture molto fini ed omogenee senza segregazioni, perché durante la riduzione dello spessore, la parte interna ancora allo stato liquido è sottoposta a un continuo movimento che impedisce alle *dendriti* e ai *grani primari* di crescere in modo incontrollato, evitando così la formazione di strutture grossolane e orientate molto dannose per la qualità del prodotto finito.



Di fatto si viene a creare un' effetto simile a quello ottenuto con l' agitatore elettromagnetico "stirrer", ovviamente in misura ridotta, ma sufficiente per evitare la formazione di strutture grossolane (fig. 3). Il sistema della "Liquid Core Reduction", oltre a questi vantaggi, consente di operare con lingottiere opportunamente sagomate e tuffanti più larghi, di avere a disposizione una maggior superficie liquida per favorire la fusione delle polveri di colaggio, una maggior stabilità del menisco e nello stesso tempo di entrare nello sbozzatore con una bramma veramente sottile .

La bramma viene ridotta da uno spessore di 65 mm a 50 mm (situazione fino a Luglio 2004).

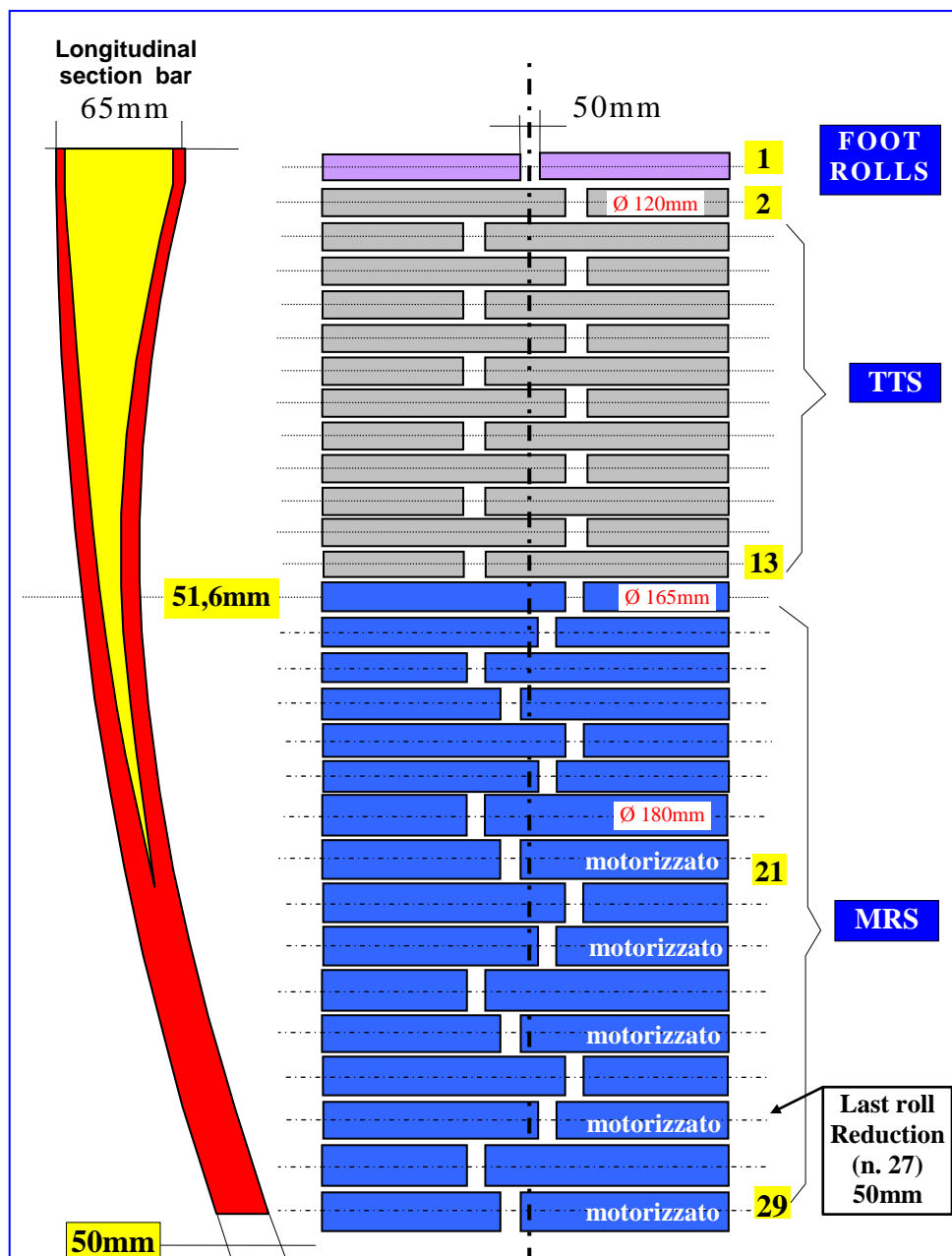


Fig. 2 - Ultima configurazione della Liquid Core Reduction, TTS e Multiroll

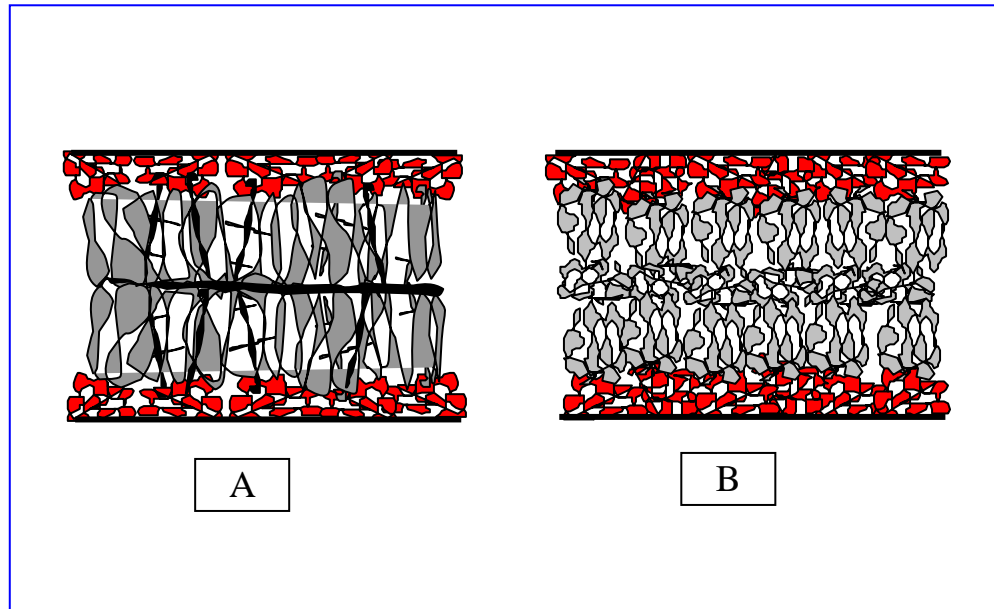


Fig. 3 - Rappresentazione grafica della microstruttura della bramma senza Liquid Core Reduction "A" con Liquid Core Reduction "B"

La riduzione della bramma nella parte iniziale del colaggio avviene secondo la sequenza di seguito riportata e sintetizzata nella Fig. 4.

FASE 1 - TTS aperto e multirulli chiusa perché deve trascinare la falsa bramma, appena la testa della bramma ha superato il rullo 13, l'ultimo del TTS, la sua parte mobile inizia a schiacciare la bramma.

FASE 2 - quando la testa della bramma arriva alla multirulli si apre la prima coppia di rulli (14 e 15), superati i quali il TTS completa la sua riduzione.

FASE 3 - quando la testa della barra arriva alla seconda coppia di rulli (16 e 17), questi si aprono e nello stesso tempo si chiudono quelli della prima coppia e via via di seguito tutti gli altri nello stesso modo, la coppia più a valle che si apre e quella monte che si chiude fino all'uscita della multirulli.

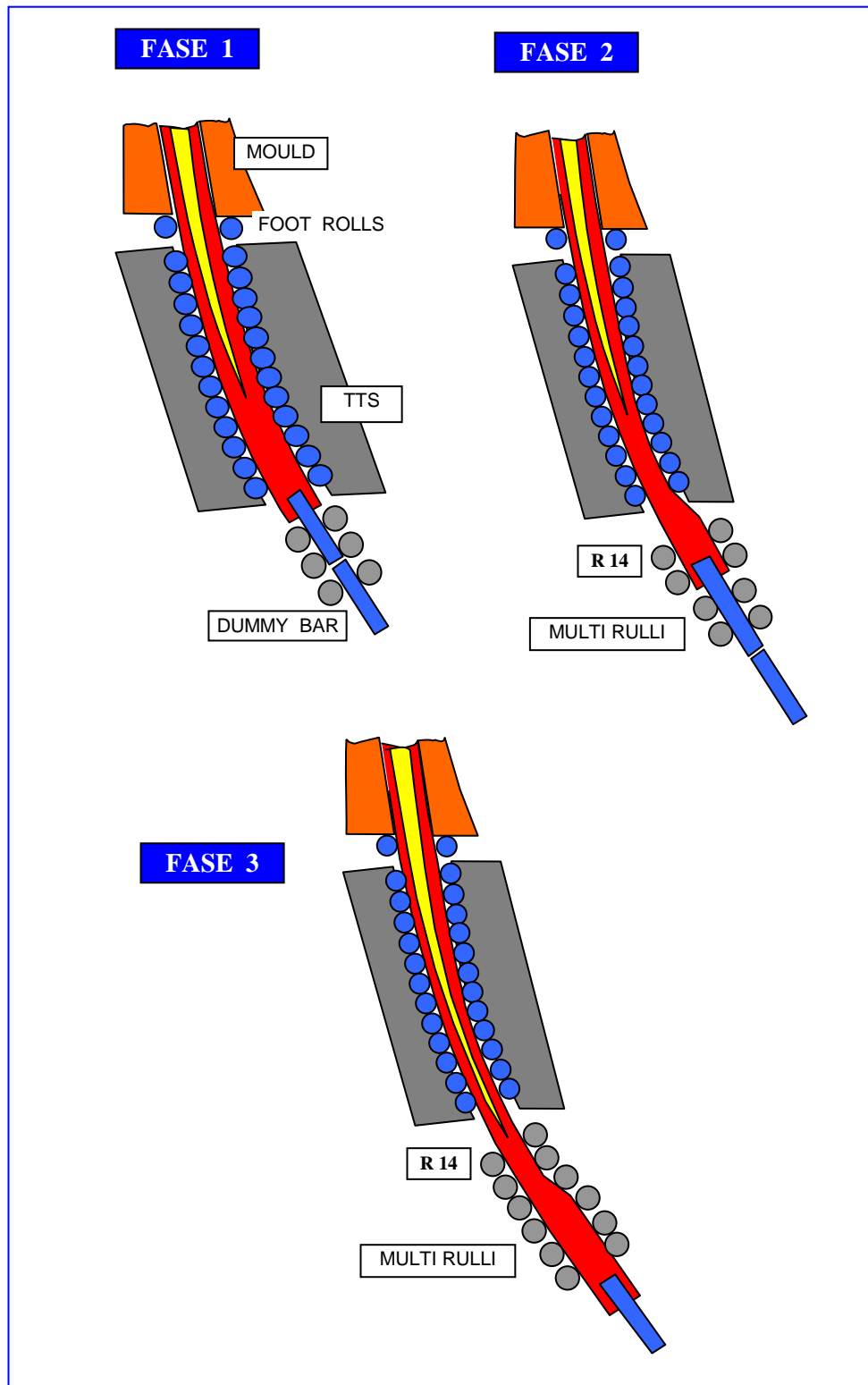
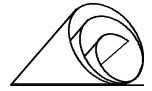
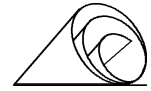


Fig. 4 - Rappresentazione grafica delle tre fasi relative all'estrazione della bramma alla partenza



SOLIDIFICATION AND COOLING PATTERNS IN THE SLABS

The idea, conceived in 1976 by Mr Giovanni Arvedi, was to manufacture top quality, ultra-thin, hot rolled strip at competitive prices. This was the basis for the development and patenting of ISP (In-line Strip Production) technology, the original solution of which lies in cast-rolling and having an ultra-thin transfer bar enter the finishing mill (a solution which went against the technical culture of that time).

The ISP process is distinguished by the particularly flexible use of its machines in terms of transfer bar thickness and temperature variation. This flexibility of the ISP process has created the conditions for rolling special steels and ultra-thin gauges at maximum table width.

The quality results achieved have allowed marketing in sectors reserved until now for cold rolled strip.

The thin slab casting process is one of the most innovative production systems in world steelmaking. This casting method can ensure slab sizes suitable for direct rolling, energy savings and quality improvements on the final products. To achieve these, some features of the Arvedi ISP plant are very different from those characterizing traditional ones.

The improvements in product quality can be implemented through some fundamental process features including:

- cooling patterns imposed on the slab;
- liquid core reduction (LCR) and soft reduction (SR);
- directly linking slab casting and rolling without cooling to ambient temperature.

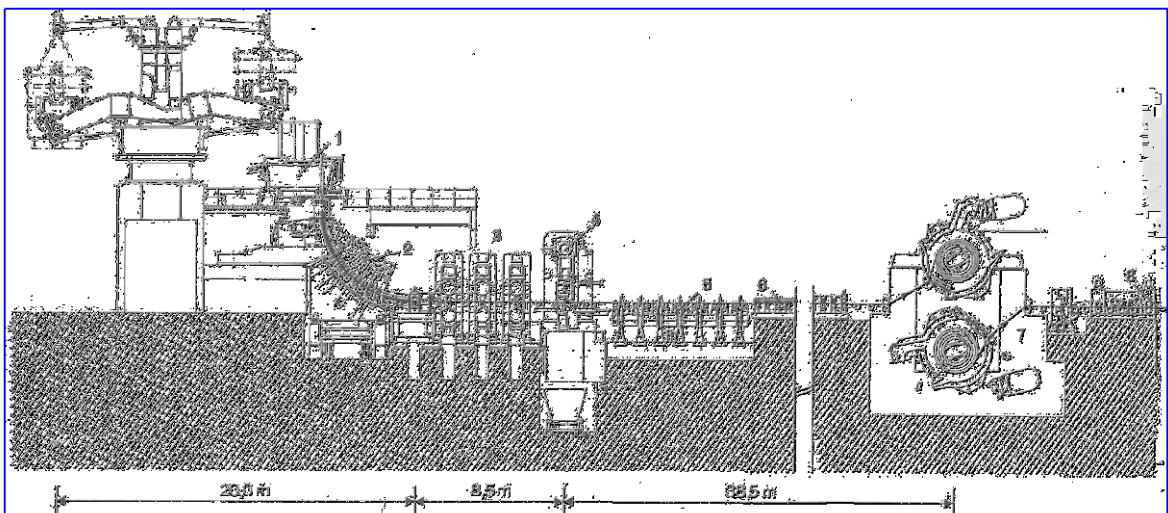
Although these aspects do not represent all the peculiarities of the thin slab casting process and the machinery implementing it, they show that significant quality improvements can be reached even with just these solutions and without compromising high productivity.

In particular, these solutions can ensure improvements in internal slab quality, avoiding or reducing the occurrence of micro-segregations during strip cooling, while the permanence of the slabs at high temperatures probably allows a more efficient precipitation (in the form of carbides and nitrides) of the micro-alloying elements in HSLA steels. For the study of these phenomena it was necessary to collect data to insert as inputs on a thermal model used to define the cooling patterns of the slab sections.



BRIEF DESCRIPTION OF THE PLANT LAY-OUT

Figure 1 shows the general lay-out of the thin slab caster. The steel in the tundish is cast in the so-called “Mould System” which includes some particular features developed on ISP concerning SEN characteristics and the geometrical shape of the mould. The useful mould length is 0.9 m.



*Fig.1 - Lay-out of the ISP thin slab cast-rolling machine:
 1 – tundish 2 - secondary cooling zone with LCR and SR 3 - cast-rolling stands
 4 - pendulum shear 5 - descaling of surface oxides 6 - induction heating furnace
 7 - Cremona furnace 8 - hot rolling finishing stands*

At the exit of the mould, the slab section is 1250 mm x 65 mm. The subsequent sections of the casting machine are characterised by a spray cooling zone that extends to 5.56 m from the mould exit. This zone can be divided into three areas, as indicated in the following thermal simulation. Spray cooling is effected with different cooling densities and with different distribution of the cooling nozzles. The lower boundary of the two main cooling areas are 2.215 m and 5.56 m respectively from the mould exit. After roll no. 2, the slab passes into the first rolls of the so-called TTS (Tong-Type Segment) and undergoes liquid core reduction (LCR) which progressively reduces slab thickness from 65 mm to 50 mm, this last value reached at the 29th roll (fig.2).

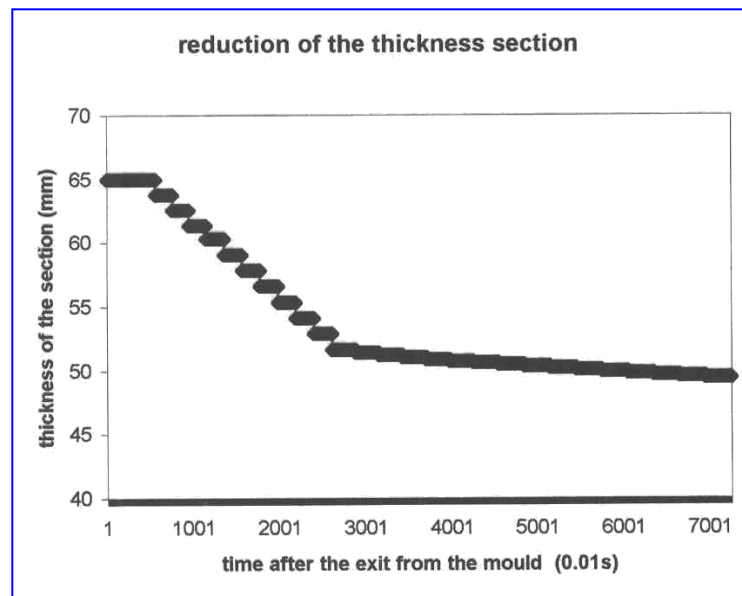


Fig.2 - Thickness reduction rate during the passage through the 29 rolls after leaving the mould

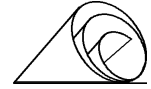
After the 29th roll the slab passes through the rolling stands, implementing a process called “cast-rolling” in which the slab, still linked to the caster, is plastically deformed and is subjected to further thickness reduction carried out in three rolling passes. The speed of the bar increases at each stand as the flow rate of the cast and rolled steel has to be constant.

The transfer bar passes through a pendulum shear to a refractory tunnel and an induction furnace which heats the bar to a suitable and homogeneous temperature, then to the pair of “Cremona” furnaces, coil boxes which act as buffers for the transfer bars and decouple the roughing and finishing rolling speeds, and finally to the finishing mill which hot rolls the strip down to a gauge of 1.0 mm.

EXPERIMENTAL PROCEDURE

The aim of the experimental procedure was to collect data to perform thermal calculations. The study and simulation was developed for low carbon and HSLA steels and the steels studied were cast at a speed of 4.6 m/min.

Measuring the difference in water temperature at the entry and exit of the mould cooling system was fundamental for acquiring the input data for determining heat transfer within the mould. The measurements made for the steel grades studied indicated a nearly constant value of 7.5°C with oscillations of little or no significance around this value.



The cooling water supply within the moulds was fixed at 4800 kg/min for each broad face and the thickness of the cast slab at the exit of the mould was 65 mm.

The spray plan for the nozzles of the secondary cooling after the moulds was recorded and the overall water flow was within 3600-4000 kg/min. After the 29th roll slab thickness was 50 mm and heat extraction was performed only by an air convection mechanism, heat radiation and by contact with the rolls. The slab surface temperature in this zone was measured by optical pyrometers and had a nearly linear decreasing trend from 1170°C at the exit of the 29th roll to 970°C at the end of the cast-rolling area, while from cast-rolling to entry to the induction heater the temperature varied linearly from 970°C to 890°C. This last value represented the minimum thermal point of the slab surface before re-rolling operations.

The cast-rolling set-up implied a progressive reduction and the one chosen for this study was as follows: 1st stand 50 - 32.1 mm, 2nd stand 32.1 - 21.2 mm, 3rd stand 21.2 - 13.1 mm. The relative speed of the bar increased as the flow rate had to be maintained constant. At the exit from the 3rd stand the speed of the bar reached 22 m/min. However, the ISP thin slab cast-rolling machine allows other reduction rates.

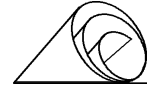
To evaluate the mechanical features of HSLA steels, grades S355MC and S420MC (alloyed with Nb) were chosen and mechanical testing samples were taken from two strips, 1.25 mm thick for S355MC and 1.85 mm for S420MC. Six tensile tests were carried out for each steel grade along the parallel, at 45° and perpendicular to the rolling direction.

THERMAL MODEL

A thermal model based on the Fourier equation was developed under the hypothesis that heat flow on the narrow faces of the thin slab is not significant and that heat extraction is only through the two broad faces. The model considered is mono-dimensional. This hypothesis does not make calculation unreliable, because it is still representative of 89.6% of the slab. The heat flow in the longitudinal direction is also not considered.

The final form of the function including the effect of the latent heat of solidification can be shown as:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k_x * \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \rho * L * \frac{dg_s}{dT} * \frac{\partial T}{\partial t} = \rho * c_p * \frac{\partial T}{\partial t}$$



where:

ρ = density of the material (kg/m^3)

c_p = specific heat ($\text{J mol}^{-1} \text{K}^{-1}$)

k_x = conductivity of the metal ($\text{J m}^{-2} \text{s}^{-1}$)

L = latent heat of solidification (J kg^{-1})

T_s = solidus temperature (K)

T_l = liquidus temperature (K)

and the fraction of solid can be described by:

$g_s = 1$ if $T < T_s$

$g_s = 0$ if $T > T_l$

$$g_s = \frac{Tl - T + \frac{2}{3.14} (Ts - Tl) \left\{ 1 - \cos \left[\frac{3.14}{2} \left(\frac{T - Tl}{Ts - Tl} \right) \right] \right\}}{(Ts - Tl) \left(1 - \frac{2}{3.14} \right)}$$

if $T_s < T < T_l$

The heat transfer from the mould is calculated knowing the flow of the cooling water of the mould broad faces and the difference in the temperature of that water between entry to and exit from the copper plates. The thermal flow is supposed to follow a function that multiplies the value Q_{mould} to consider the not constant value of the specific power exchanged within the mould along the length of the mould itself.

$$Q_{mould} = \dot{q}_{water} * \rho_{water} * c_{p,water} * \Delta T_{water} / A_{mould},$$

where \dot{q}_{water} is the water flow rate, ρ_{water} is the water density, $c_{p,water}$ is the specific heat of the water, ΔT_{water} is the difference of the water temperature and A_{mould} is the area of the mould walls exchanging heat.

In the water spray cooling zone the thermal flow removed from the steel surface is determined through the sum of the heat removed by water and the heat removed by radiation towards the environment:

$$Q_{watercooling} = h_s * (T - T_{water}) + \sigma * \epsilon * (T^4 - T_{air}^4)$$

where T, T_{water}, T_{air} are the surface temperature of the steel, the water temperature and the air temperature respectively, σ is Stefan-Boltzmann constant, ϵ is the radiation factor of 0.8, h_s is taken according to the indications contained in other similar studies:

$$h_s = 1570 W^{0.55} [1 - 0.0075(T_w - 273)] / C_m$$

where T_w is the sprayed water temperature, W is the water supply taken by the steel surface during its descent, C_m is a constant typical of the different spray cooling zones of the machine. The form of this expression is designed to include the Leidenfrost effect which produces a layer of steam that shields the steel surface from the on-coming water.



The boundary conditions imposed in the cooling zone performed by air convection are the data provided by the optical pyrometer measurements.

The model was solved by a finite difference method, in which the time step is chosen as 0.01s and the spatial step varies from 1 mm to 0.534 mm in order to include the effect of LCR.

RESULTS

The solidification pattern of the steel within the mould was not the main object of this study, but an approximated solution of this condition was implemented because it was needed to integrate the system in the subsequent casting steps involving secondary spray cooling and from cast-rolling to reheating .

The C_m of the machine is not a single value, but by the interpolation of the thermal value computed at the end of the mould, the temperature data measured after the 29th roll and the recorded water supplies it was possible to define two different characteristic coefficients (Table I). These values are very different from those of a traditional continuous casting machine.

Table I

C_m	Rolls
0.5	1-13
1	14-29

The different values are due to the variations of water supply conditions at different points of the thin slab caster.

The thickness of the shell calculated at the exit of the mould is between 0.9 and 1 mm which concords with experience of this process. The thermal profile of the section at the exit of the mould (Fig.3) is subject to a slight and not significant inversion of the thermal gradient in the longitudinal direction only on the surface. The nearly complete absence of the inversion of the thermal gradient due to the change in the form of heat transmission allows the phenomenon to be avoided these inversions can become dangerous in certain situations due to the possibility of micro-segregation phenomena arising because of the mechanical effect of a new thermal expansion (Fig.4) .

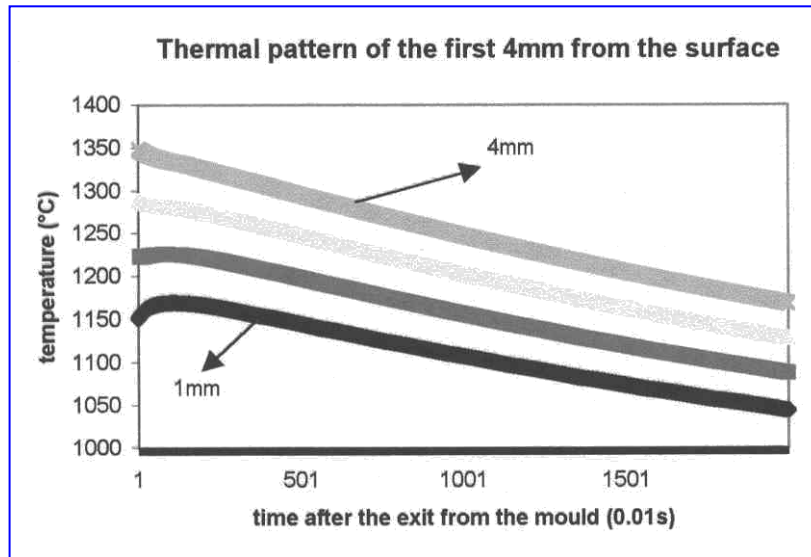
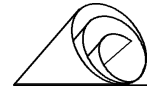


Fig.3 Calculation of the thermal state of the layers within the first 4 mm from the surface after exit from the mould

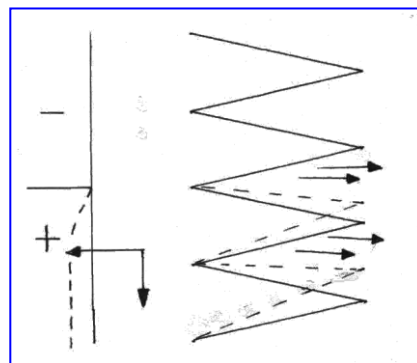
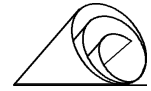


Fig.4 - Enrichment of interdendritic liquid through the thermal expansion of the outer layer of the shell

The dilatation of the external layer may produce an inflection of the solidified shell, which pulls the dendritic inner arms that pump the interdendritic liquid to the tips, creating an enrichment of the segregating elements, the contents of which can affect the solubilised product generating undesired precipitation of non-metallic compounds. On the other hand, the only inversion of the longitudinal thermal gradient that is indicated by thermal simulation is due to the change of the C_m that corresponds to the 14th roll of the machine. Inversion of the thermal gradient, however, affects only the first 9 mm from the outer surface, whereas the other 10 mm are completely solidified before the mushy zone.



The completely solidified inner 10 mm between the outer layer and the mushy zone can avoid the pulling effect of the outer 9 mm subject to thermal inversion, that otherwise can interact with the movement of the mushy zone.

Liquid core reduction (LCR) takes place with the passage of the slab in a conic alignment of the rolls with traction toward the upper region. LCR and to a lesser degree SR produce a stirring effect which generates a relative movement between the liquid and the solidifying shell in the dendritic form. LCR, therefore, can improve internal slab quality while also compensating the detrimental effect that would otherwise arise through the effect of the high casting speed that is reached to maintain a good productivity rate. The calibration of the cooling system shows effective elimination of the inversion of the thermal gradient, especially at the exit from the mould, when the pulling effect of the outer layers can become evident and is very detrimental to the micro-segregation structure. The stirring effect of LCR improves this aspect (Fig.5).

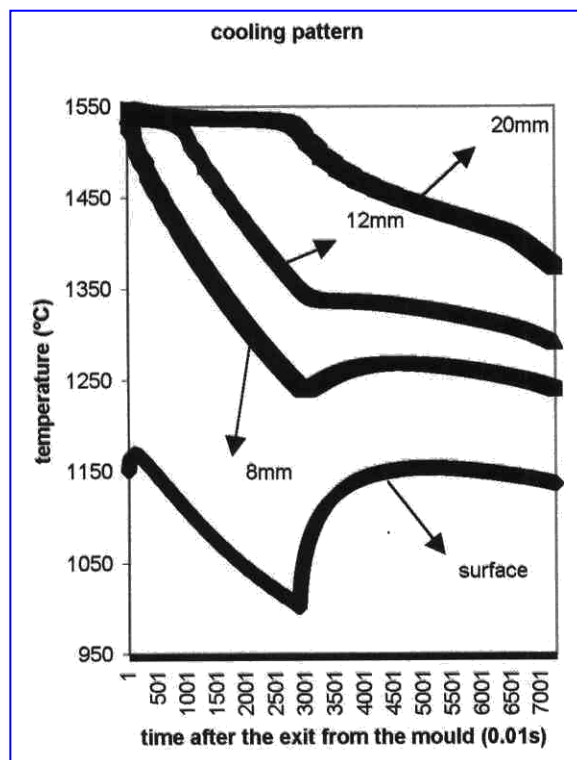


Fig.5 - The cooling pattern of several points (at surface, 8 mm, 12 mm and 20 mm from the surface) of the slab section from the exit of the mould to the 29th roll



Liquid Core Reduction allows slab thickness to be independent from mould thickness and allows a larger available volume within the mould and a thicker SEN refractory wall. These SEN refractories can be maintained far enough from the walls to avoid quality problems and allow the presence of liquid sections large enough to reduce the speed of the eddy generated by the re-circulating flow of metal.

The thermal pattern results were joined with the thermodynamic model developed by Inoue et al and applied to two typical HSLA steels produced by the Arvedi ISP thin slab caster (Table II) to evaluate how suitable this process is for the production of these types of steels.

Table II

Steel grade	%C	%Si	%Mn	%Al	%Nb	N(ppm)	P	S
S 355 MC	0.06	0.021	0.4	0.036	0.02	65	< 0.01	< 0.005
S 420 MC	0.06	0.065	0.4	0.05	0.025	85	< 0.01	< 0.005

The most important aim for steelmaking plants producing HSLA steels is to promote a correct precipitation of carbides, nitrides and carbonitrides which affect austenitic grain size, a function of the precipitate volume and its dimensions, as per the studies by Zener and Gladman. Optimal conditions would be those featuring a large quantity of small size precipitates, because the coarsening effect of the precipitates can also produce a coarse austenitic grain.

The lower the temperature, the more critical is the precipitation phenomena due to the increase in non-metallic solubilised compounds. The steels studied were examined within the lowest thermal range measured along the thin slab casting process observed before final hot rolling deformation.

This temperature range is reached just after cast-rolling in the refractory tunnel leading to the induction furnace. The thermal status of the 13.5-mm slab was calculated (Fig.6) in this area where the measured surface temperature varies between 970°C and 890°C.

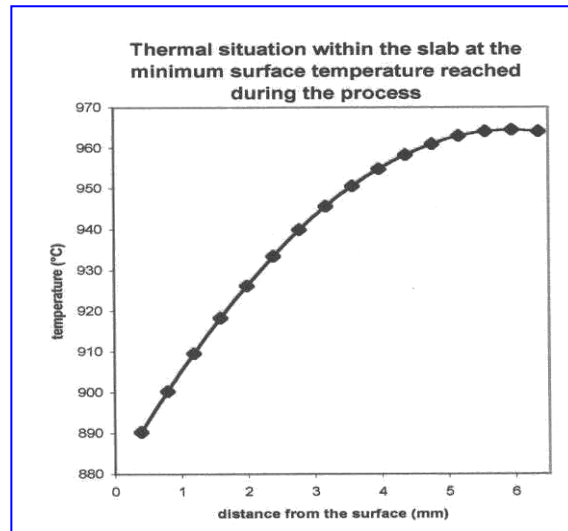
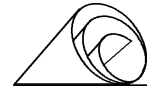
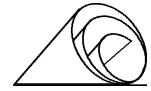


Fig.6 - Thermal profile calculated on the half of the slab thickness at the point of lowest slab surface temperature during the cast-rolling process.

The short heat range of these steels begins in a range between 1000°C and 950°C, but when the thin slab reaches this temperature the curve of the machine is terminated, so that the possibility of unbending surface cracks are minimized. The only solubility product that is exceeded by the chemical composition is that of NbC (Table III), while that of VC and VN are not reached in this slab temperature range.

On the basis of the thermodynamics results, it is possible to use the method of the solubility product to compute the NbC that would have precipitated within the non-metallic compound at the different temperature. The results indicate that most of the Nb contained in the steel (99%) would precipitate, but the dimensions of the precipitates may remain very small because of the effect of temperature on precipitate size dimension as per the expression of Lifshitz and Slyozov:

$$r_t^3 = r_0^3 + \frac{8D\sigma V^2 C}{9RT} t$$



where:

r_f = final radius of the equivalent sphere with the same volume of the precipitate (m)

r_0 = initial radius of the equivalent sphere with the same volume of the precipitate (m)

$D = A \exp(-Q/RT)$ ($m^2 s^{-1}$)

σ = the interaction energy between the precipitates and the iron matrix ($J m^{-2}$)

V = the mole volume of the non-metallic compound ($m^3 mol^{-1}$)

C = the solute concentration in the matrix which is in equilibrium with the particle of average radius ($mol m^{-3}$)

R = gas universal constant ($8.3145 J mol^{-1} K^{-1}$)

T = temperature (K)

t = time (s)

Table III

Temperature (°C)	970	950	910
Solubility product of NbC ([mass%Nb][mass%C])	$1.64 \cdot 10^{-8}$	$1.053 \cdot 10^{-8}$	$6.61 \cdot 10^{-9}$

Permanence at high temperature is positive and favours finer distribution because the temperature, according to the general formula mentioned earlier, balances the temperature effect on the diffusivity of the micro-alloying elements contained in the steels. Moreover, the time factor may have an undesirable effect in the coarsening process of the precipitates, but the high speed reached in this process by the thin slab after cast-rolling plays a favourable role; slab speed, in fact, is roughly 22 m/min, reducing the processing time which contributes to the increase in precipitate size.

There is a marked difference between this situation and that of the traditional casting method, which most frequently implies a complete or nearly complete cooling of the steel to ambient temperature, so that the precipitation phenomena can occur at least once before reheating so that the r_0 of the previous formula will have a greater value than if the first complete cooling does not take place.

These are favourable conditions to obtain a significant efficiency of the action of the micro-alloying element.

Table IV shows the mechanical tensile characteristics, Rel yield point, Rm tensile strength, A% % elongation to break, av. transv. are the data on the direction perpendicular to rolling.



Table IV - Mechanical tensile characteristics

S355MC	Rel	Rm	A%
Av. Longitud.	450	503	24.7
St. dev.	21.3	20.2	0.5
Av. Transv.	464	517	24.2
St. dev.	21.5	21	0.1

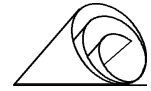
The experimental measurements carried out revealed, in fact, that the mechanical characteristics of the steels tested reach a high value of 10149 (table IV, table V), although the micro-alloying elements are in the lowest range of the value imposed by EN. This increase in the tensile performance is associated with a significant value of the percentage elongation to the tensile strength, the minimum limit for which is 19% for S355MC and 16% for S420MC.

Table V shows the mechanical tensile characteristics, Rel yield point, Rm tensile strength, A% % elongation to break, av. transv. are the data on the direction perpendicular to rolling.

Table V - Mechanical tensile characteristics

S420MC	Rel	Rm	A%
Av. Longitud.	451	511	26.1
St. dev.	15.9	9.9	0.3
Av. Transv.	469	520	25.8
St. dev.	14.1	9.5	0.1

The thermodynamics forecasting method used was also applied to S500MC (alloyed with Nb and V: C <0.06, Mn =0.70-0.90, Si =0.20-0.35, P=0.010, S=0.005, Al=0.02-0.040, Nb=0.040-0.060, V=0.02-0.03, N=0.008). Nearly all the V content is stored to precipitate during the rolling operations and the Nb(C,N) is the only compound that precipitates and the small amount of VC is in solution within the other precipitates. This process would therefore offer good prospects for the production of V-Nb steels, too. Simulation of Ti micro-alloyed steels were not made during this study.



CONCLUSIONS AND DEVELOPMENTS

The thin slab casting process has some innovative features that must be considered to understand the potential of this method for increasing the production rate and internal slab quality. Two particular but significant aspects related to the thermal pattern of slab solidification and cooling have focused on:

- determining the characteristic coefficients that govern secondary cooling;
- the calibration of the secondary cooling which prevents the occurrence of the longitudinal thermal gradient inversion and the micro-segregation due to the dendrite movement in the mushy zone;
- LCR produces a stirring effect that can allow some micro-segregation phenomena in the inner regions of the slab just in front of the mushy zone to be avoided;
- LCR allows slab thickness to be independent from mould thickness and makes a larger volume available within the mould and have a thicker SEN refractory wall thickness;
- The permanence at high temperature can allow a reduction in the content of micro-alloying elements within the steels because of a more efficient use of their properties, avoiding the precipitation of coarse precipitates or the formation of nucleation sites that can catalyse the subsequent growth of coarser precipitates during the reheating period.



MODIFICHE DOPO INTERVENTO ALLA LINEA – AGOSTO 2004

A seguito del maggior dimensionamento della lingottiera anche la Liquid Core Reduction è stata modificata. Da Agosto 2004 è stato aggiunto un'ulteriore segmento (2° segmento) posto tra la Multirulli e HRM come raffigurato in Fig. 5. L'installazione di questo ulteriore segmento è stato dettato dalla lunghezza metallurgica più lunga conseguente alla maggior dimensione della bramma in uscita dalla MRS, passata da 50mm a 55mm di spessore. Con questa modifica il tratto a cuore liquido si è spostato dal rullo 21 al rullo 29, e quindi è stato necessario introdurre un terzo segmento per contenere la bramma e aggiungere due rulli alla Multirulli che così è passata da 16 a 18 rulli di cui 9 motorizzati. Questo nuovo segmento è composto da 8 coppie di rulli di cui una coppia motorizzata, la terzultima prima della HRM, ed ha lo scopo di guidare e stabilizzare la bramma in uscita dalla Multirulli.

Con questa nuova modifica la Liquid Core Reduction si sposta dal rullo 21 al rullo 29 ed in totale è composta da 39 rulli contro i 31 della versione precedente (vedere precedente configurazione a pag. 1-2 figg. 1 e 2 - sezione Liquid Core Reduction).

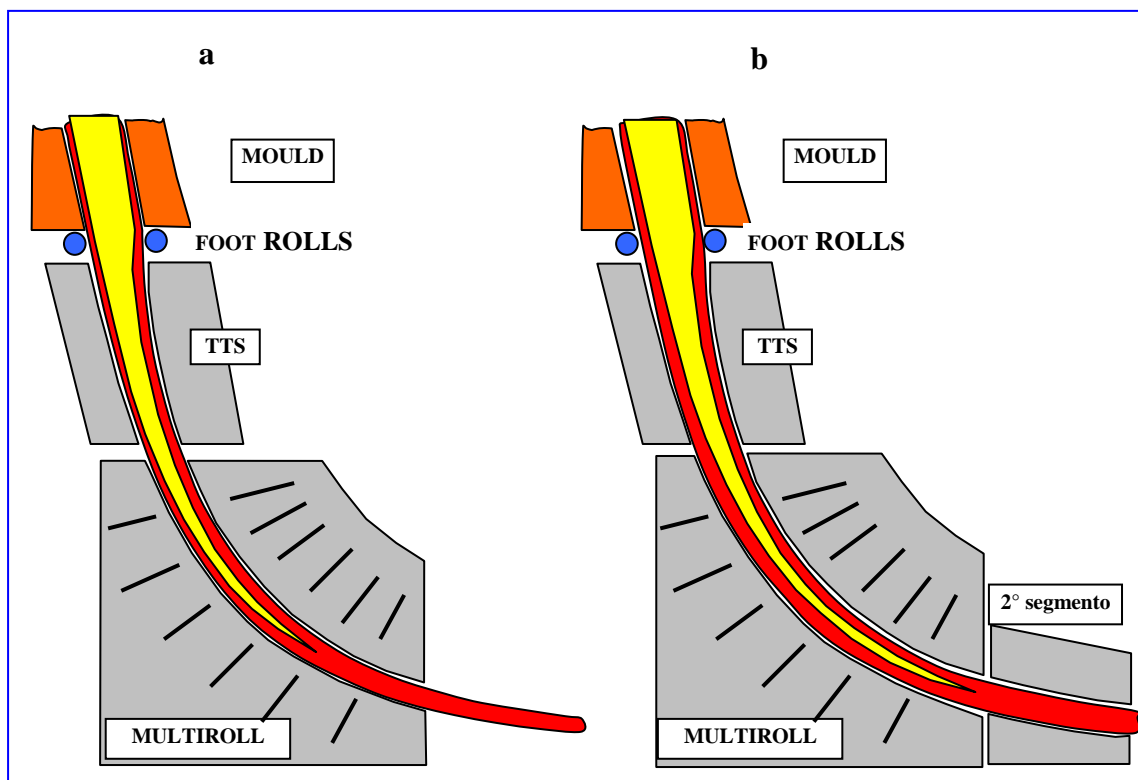
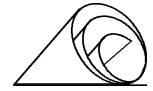


Fig. 5 - Vista d'insieme dei componenti della Liquid Core Reduction

"a" - prima della modifica

"b" - dopo la modifica



A seguito della modifica apportata, lo spessore della bramma è passato da:

- uscita Lingottiera (zona centrale); da 70 mm a 80 mm,
- uscita Curvilinea; da 50 mm a 55 mm,

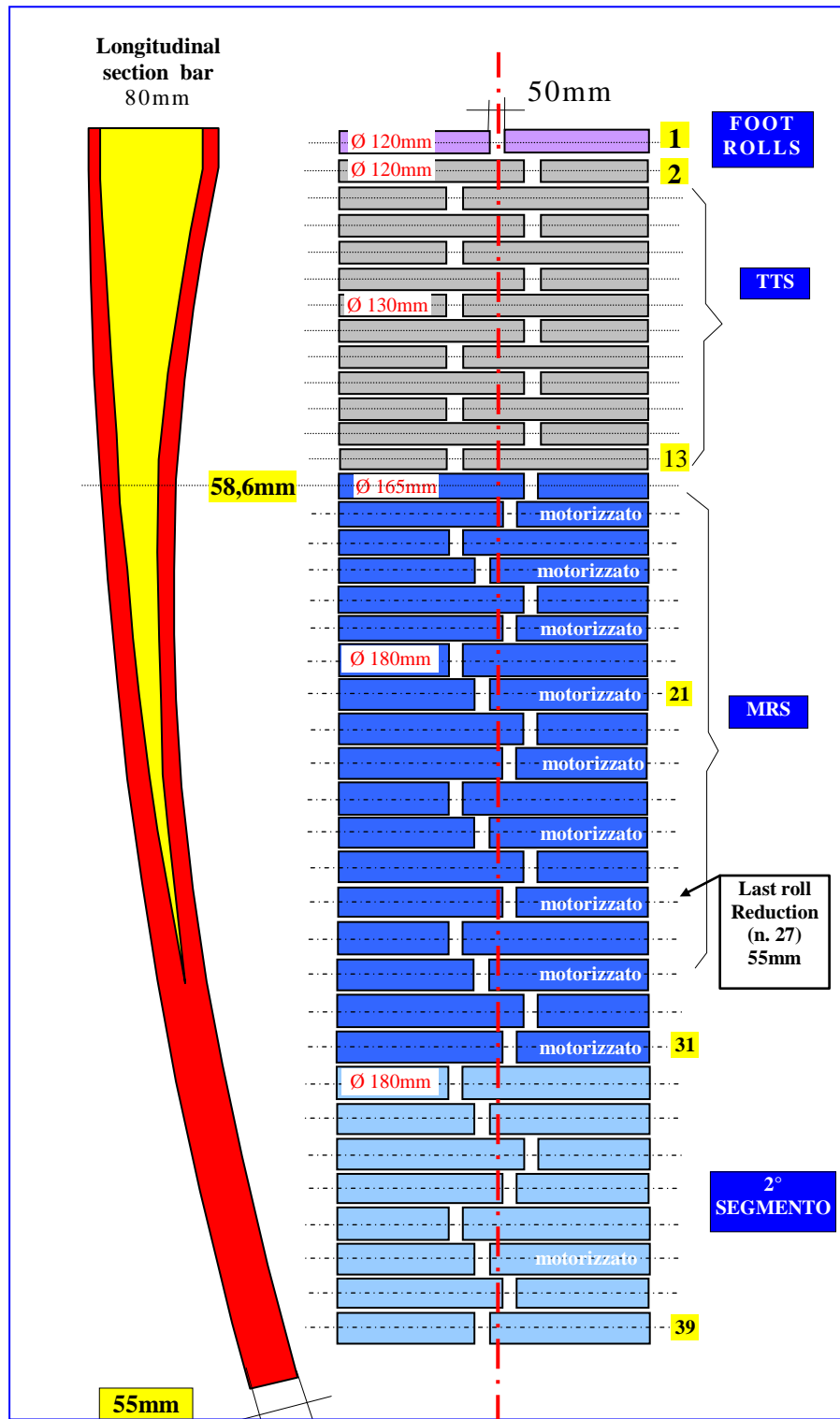


Fig. 6 - Configurazione della Liquid Core Reduction, da Agosto 2004



RAFFREDDAMENTO SECONDARIO

Oltre alle modifiche sopra citate è stato modificato anche il sistema di raffreddamento SECONDARIO dell'intera linea di colaggio, Rulli al Piede e del TTS, Soft Reduction (Figg. 7, 8 e 9).

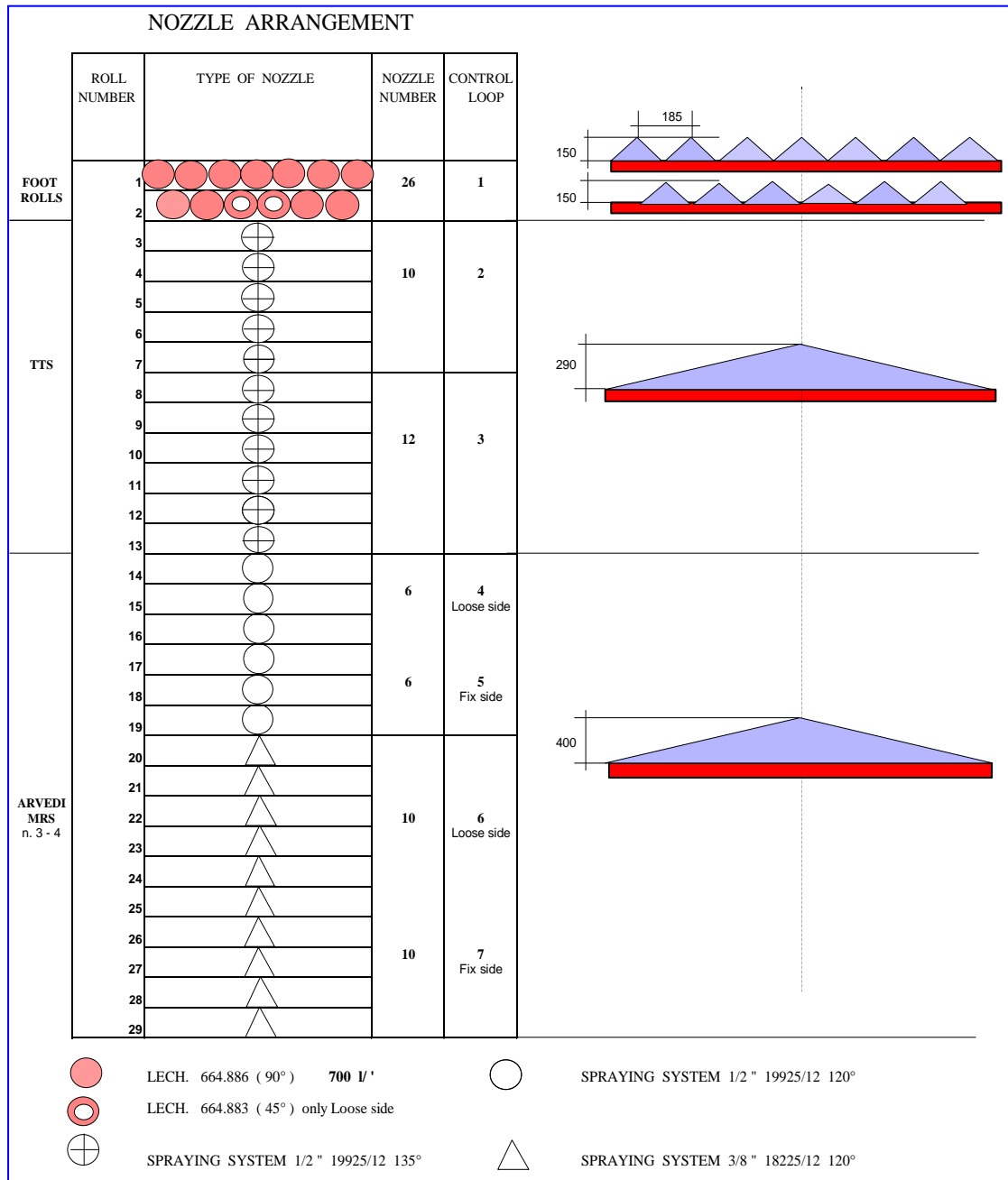


Fig. 7 - Configurazione raffreddamento della Liquid Core Reduction, prima dell'Agosto 2004

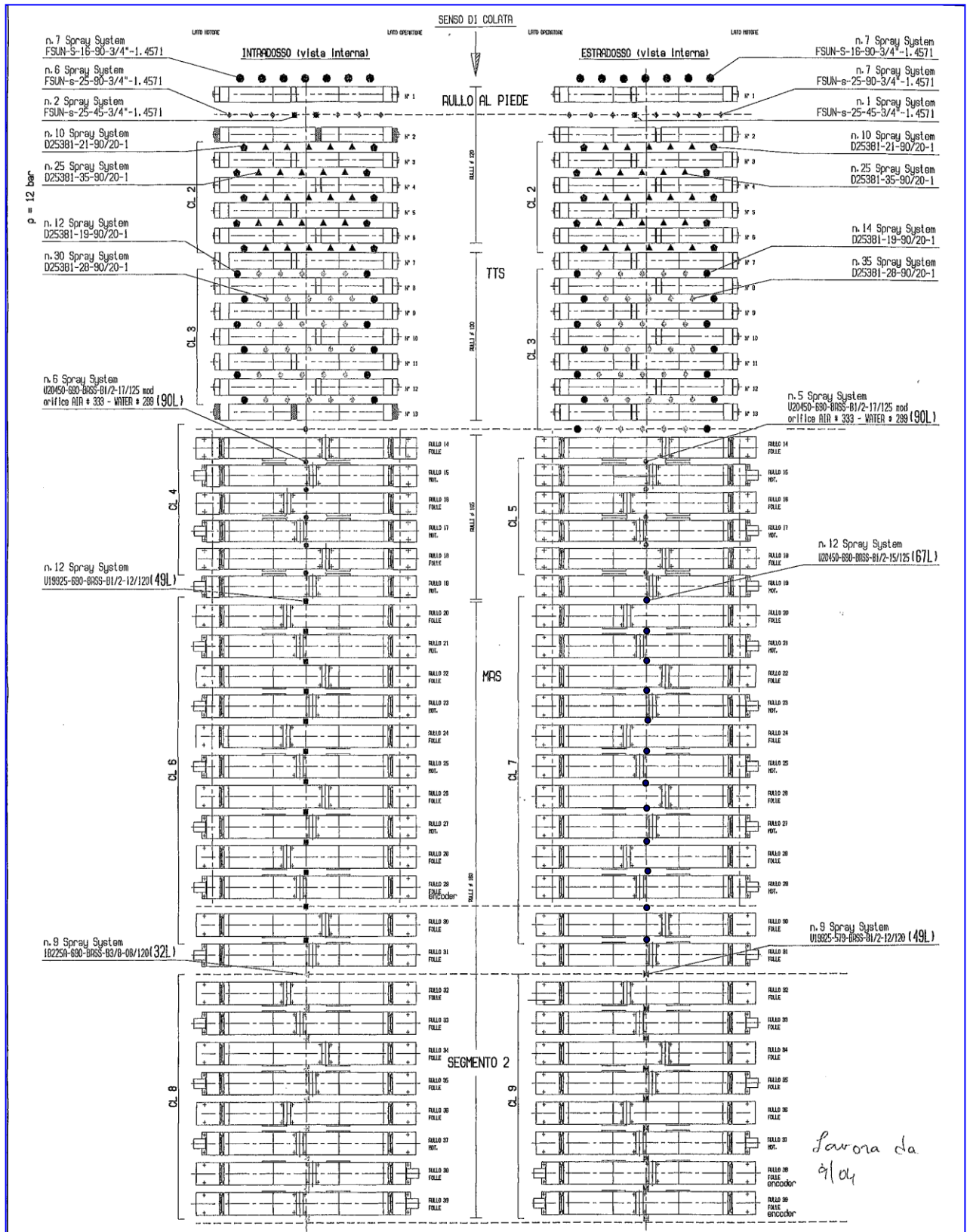
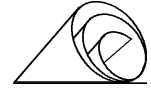
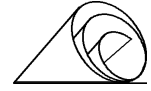


Fig.8 - Configurazione raffreddamento della Liquid Core Reduction, dopo la modifica dell' Agosto 2004



Generale raffreddamento secondario dopo revamping 2004
Rev 1 18.12.04

20.11.04 Ing. Bianchi

Control Loop	N° ugelli	N° file	Ugello Spraying Systems	Note	Ugello Leichter	Stand-off		Press Nom [bar]		Portate Nominali [l/min]		Portate reali massime [l/min]	
						acqua	aria	acqua	aria	Cad ugello	Cad zona	P36 [bar]	P [bar]
CL1 R.al piede	intr+restr	14	4	FSUN-S-16-90°-3/4"-1,4571	1° fila 90°	664.806,17	150	10	22,36	313	157	19,7	11,4
	intr+restr	13		FSUN-S-25-90°-3/4"-1,4571	2° fila 90°	664.886,17	150	10	35,78	465			
	intr+restr	3		FSUN-S-25-45°-3/4"-1,4571	2° fila 45°	664.583,17	?	10	35,78	107	886	286	CL1
CL2 TTS alto	intr+restr	20	10	D25381-SS-21-90/20-1	esterni		130	10	14,5	290			
	intr+restr	50		D25381-SS-35-90/20-1	interni		130	10	24	1200	149	CL2	11,5
CL3 TTS basso	intr+restr	26	13	D25381-SS-19-90/20-1	esterni		130	10	13	338			
	intr+restr	65		D25381-SS-28-90/20-1	interni		130	10	19	1235	121	CL3	11,4
										3949			1907
CL4 MRS alto	intrad	6	6	20450-690BRSS-1/2CJL-125-SS(90)	orifizio acqua		360	8	2,5	89	534	89	3
CL5 MRS alto	estrada	5	5	20450-690BRSS-1/2CJL-125-SS(90)	orifizio aria		360	8	2,5	89	448	89	3,5
CL6 MRS basso	intrad	12	12	19925-690BRSS-1/2CJL-12-120-SS			400	8	2,5	48,9	587	49	3
CL7 MRS basso	estrada	9	9	20450-690BRSS-1/2CJL-15-125-SS			360	8	2,5	67,3	606		3
		1	1	20450-490BRSS-1/2CJL-15-125-SS			360	8	2,5	67,3	67		3
		2	2	20450-370BRSS-1/2CJL-15-125-SS			360	8	2,5	67,3	135	808	67
CL8 Seg 2	intrad	9	9	18225A-690BRSS-3/8CJL-8-120-SS			400	8	2,5	32,1	289	32	2,5
CL9 Seg 2	estrada	9	9	19925-690BRSS-1/2CJL-12-120-SS			400	8	2,5	48,9	440	49	2,5
										3102	7051		

244

Fig 9 - Caratteristiche raffreddamento secondario dopo le modifiche alla linea di colaggio di Agosto 2004

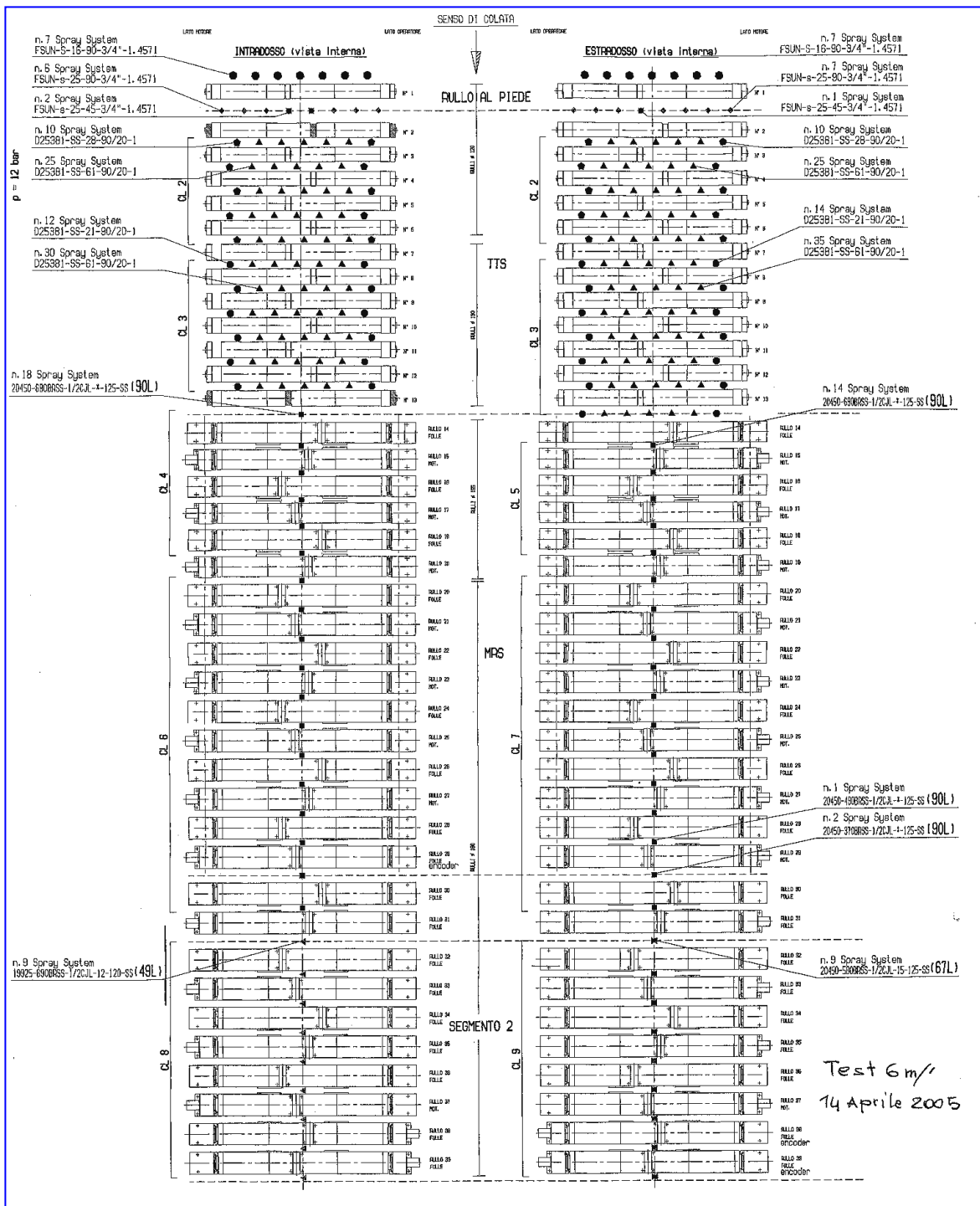
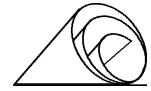


Fig10 - Configurazione raffreddamento della Liquid CoreReduction, utilizzata per la prova di collaggio a 6m/minuto (14 Aprile 2005)



11 - SEGMENTO A TENAGLIA (TTS)

DISEGNO DEL TTS

Il segmento a tenaglia rappresenta la prima parte della *Liquid Core Reduction* della linea I.S.P., attraverso al quale per mezzo di una conicità regolabile della parte mobile, si ottiene una prima riduzione della bramma appena fuori dalla lingottiera (Fig. 4 Liquid Core Reduction).

Come si è detto, questo componente è composto da due parti, una fissa e una mobile, fisso l'*estradosso* e mobile *intradosso*, incernierate fra di loro nella parte alta verso la lingottiera, vengono pressate una contro l'altra da pistoni idraulici fino ad ottenere lo spessore voluto dopo il passaggio della testa della bramma.

Entrambe le parti sono dotate di dodici rulli spezzati Ø 120 mm, disposti in modo asimmetrico, al fine di evitare fenomeni di "bulging e disomogeneità termica" in corrispondenza dei supporti dei cuscinetti (vedere Fig. 2).

Il raffreddamento della bramma avviene per mezzo di singoli spray disposti tra un rullo e l'altro, mentre l'intera struttura è raffreddata con l'acqua in caduta della colata continua.

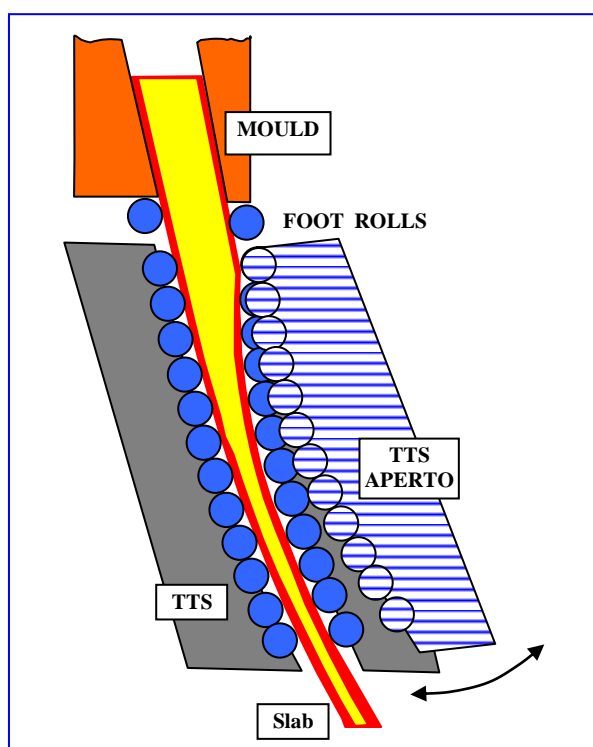


Fig. 1 - Rappresentazione grafica del Segmento a tenaglia e del suo funzionamento

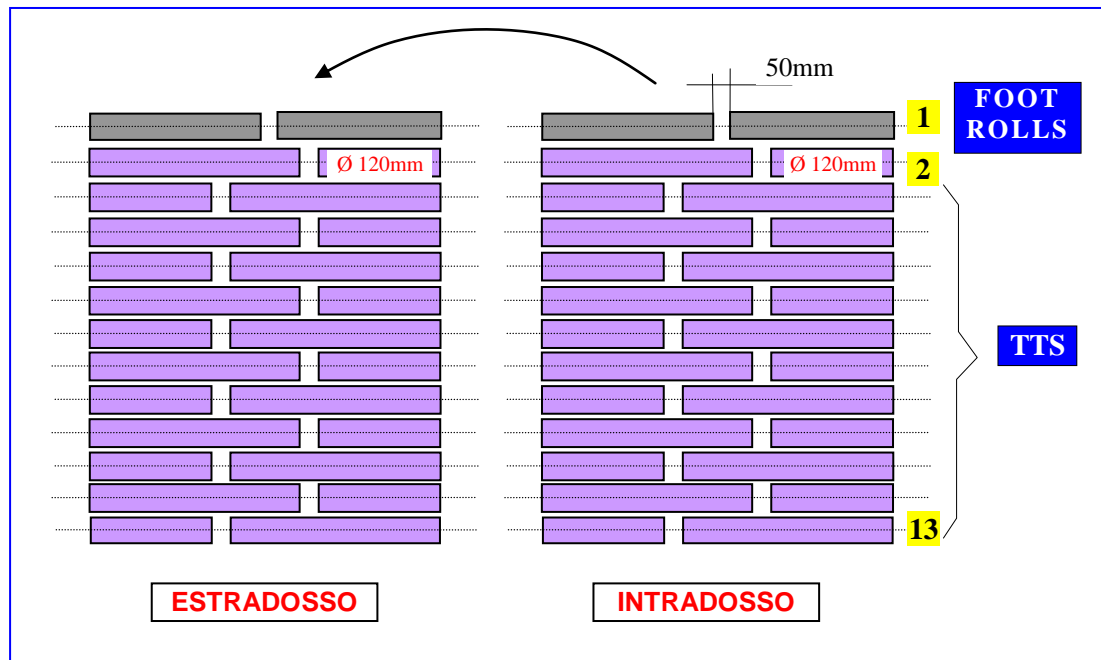
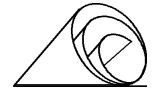


Fig. 2 - Disposizione dei 12 rulli del TTS

Contrariamente alla Multirulli, il Segmento a Tenaglia non ha subito particolari variazioni dal punto di vista della struttura e dello schema dei rulli, le uniche modifiche hanno interessato la distanza tra i rulli in uscita dal TTS, quindi lo spessore della barra in uscita e il sistema di raffreddamento della barra.

Le modifiche della distanza tra i rulli in uscita sono state le seguenti:

periodo	spessore in uscita
Gen. 92-Giu. 98	43 mm
Giu. 98- Feb. 99	46 mm
Feb. 99-	50 mm

Mentre per il raffreddamento della bramma, si è passati dal sistema a due spray paralleli a un solo spray. Questa soluzione è stata adottata per evitare raffreddamenti disomogenei della bramma, sia nel caso della chiusura improvvisa di uno spray che nel caso di interferenze tra i getti degli spray, cosa questa osservata in diverse occasioni analizzando la mappa termica della bramma in uscita dalla Multirulli (Fig. 3).

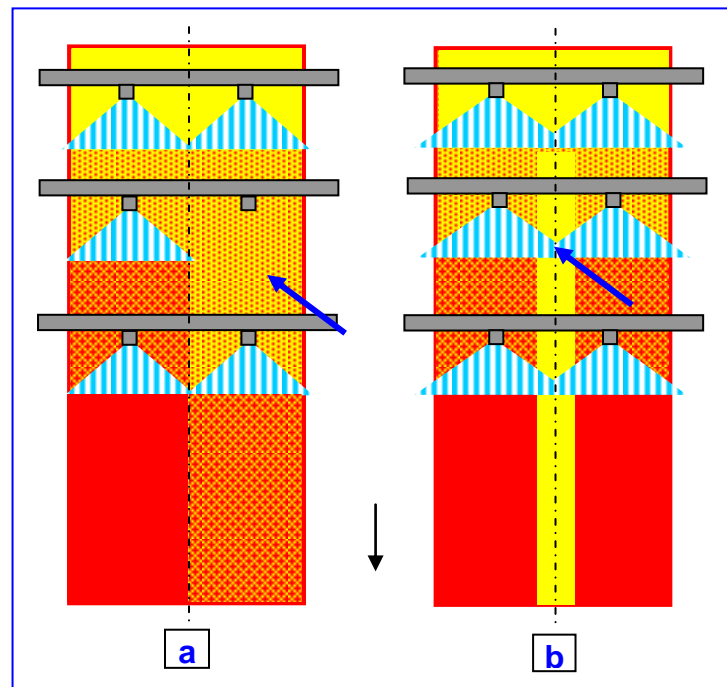
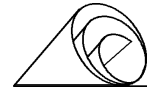


Fig. 3 - Aspetto della bramma in uscita dal TTS con il raffreddamento a 2 spray - (a) nell' ipotesi di uno spray otturato, (b) nel caso di interferenza tra i getti dei due spray.

Conseguenza di una simile condizione è l'instabilità della bramma nel primo caso, con spostamenti della stessa verso destra durante la laminazione (zona più fredda) e la presenza di strappi o cricche superficiali nel secondo caso, nella zona più calda.

Nella Fig. 4 invece, è rappresentata la configurazione con un solo spray centrale, in questo caso, anche se si verificasse la chiusura di uno o più spray non si verificherebbe l'instabilità della bramma oppure zone disomogenee soggette a criccarsi, come nel caso di Fig. 3, ma semplicemente si verificherebbe un minor raffreddamento della stessa però omogeneo su tutta la bramma.

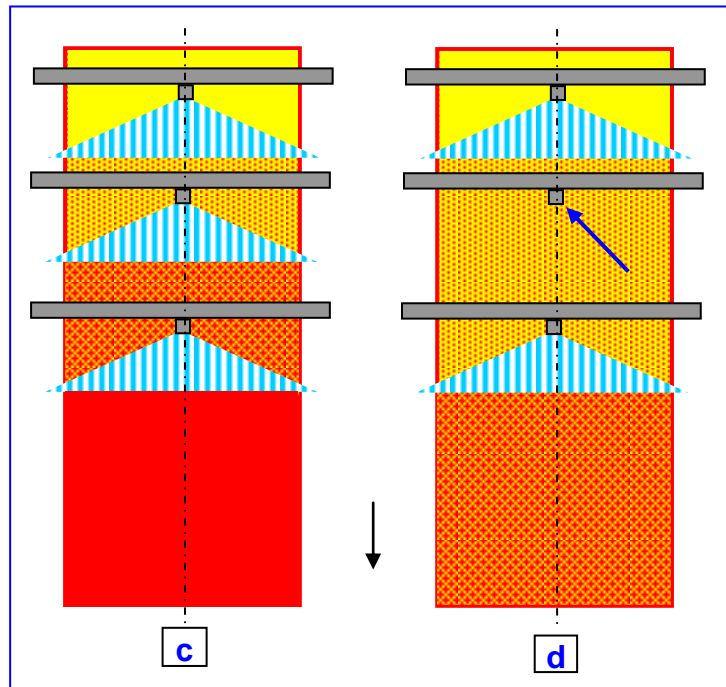
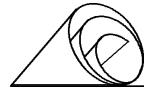


Fig. 4 - Aspetto della bramma in uscita dal TTS con il raffreddamento a **1** solo spray - (**c**) nell' ipotesi che tutti funzionino perfettamente, (**d**) nel caso che uno o più spray siano otturati.



Come si può notare dallo schema di Fig. 5, la prima rampa è composta da 35 ugelli mentre la seconda da 42. Entrambe le rampe, sia in intradosso che in estradosso, hanno il primo ed ultimo ugello di ogni fila di tipo diverso dai rimanenti. Questa variante è stata adottata per ottimizzare il raffreddamento dei bordi, infatti, il bordo deve avere una certa spessore per evitare che si laceri, ma al tempo stesso deve consentire lo schiacciamento durante la Liquid Core Reduction e di conseguenza non deve essere troppo spesso. Con la tipologia di ugelli indicati in Fig. 5 si è ottenuta la condizione ideale per colare con velocità di 5-5,5 m/min.

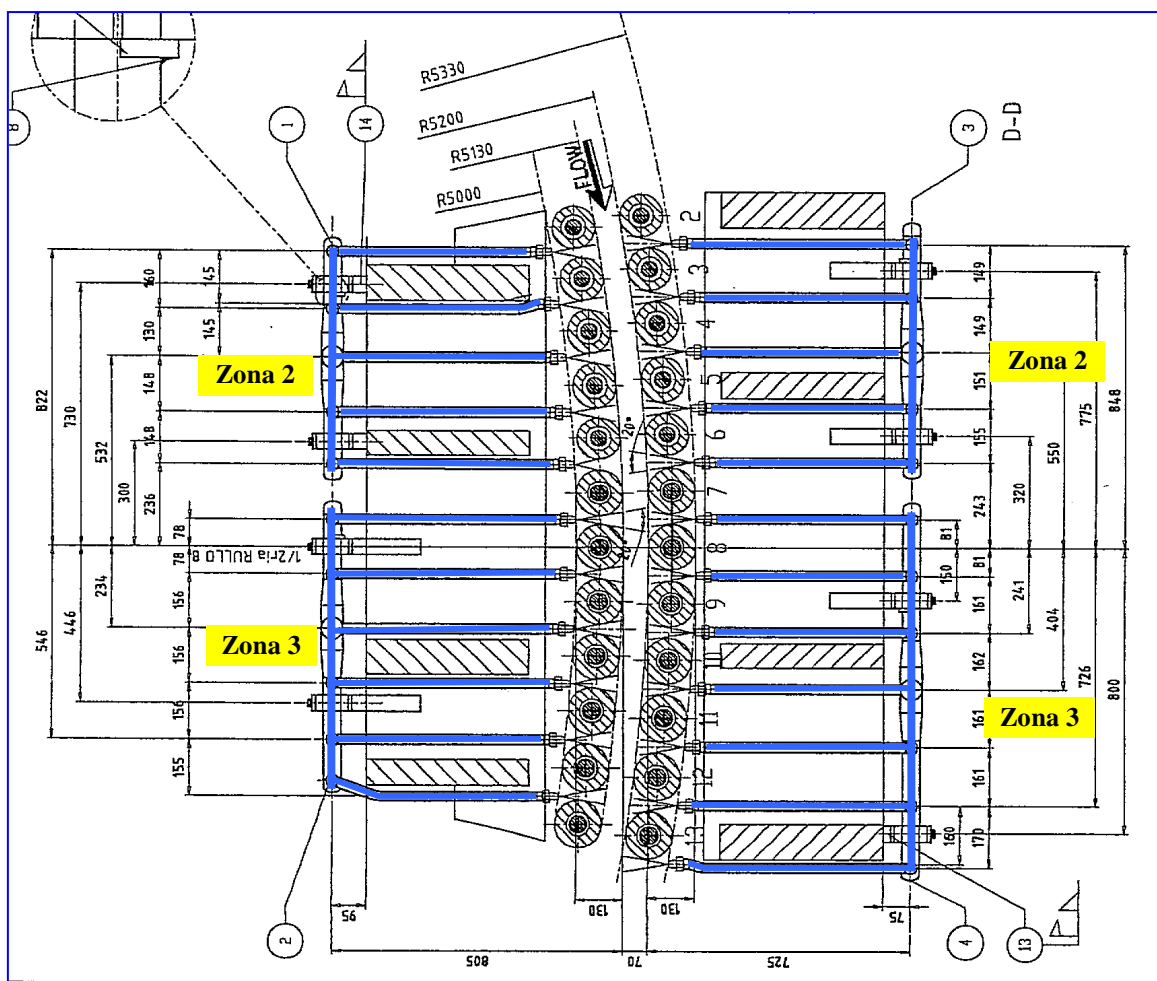
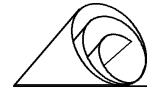


Fig. 6 - Disegno con la disposizione degli ugelli nella parte di estradosso e intradosso del TTS



Nella figura seguente, Fig. 7, è rappresentata la disposizione e la tipologia di ugelli adottata per il test di colaggio alla velocità a 6m/minuto, effettuato il 14 Aprile 2005 con esito favorevole.

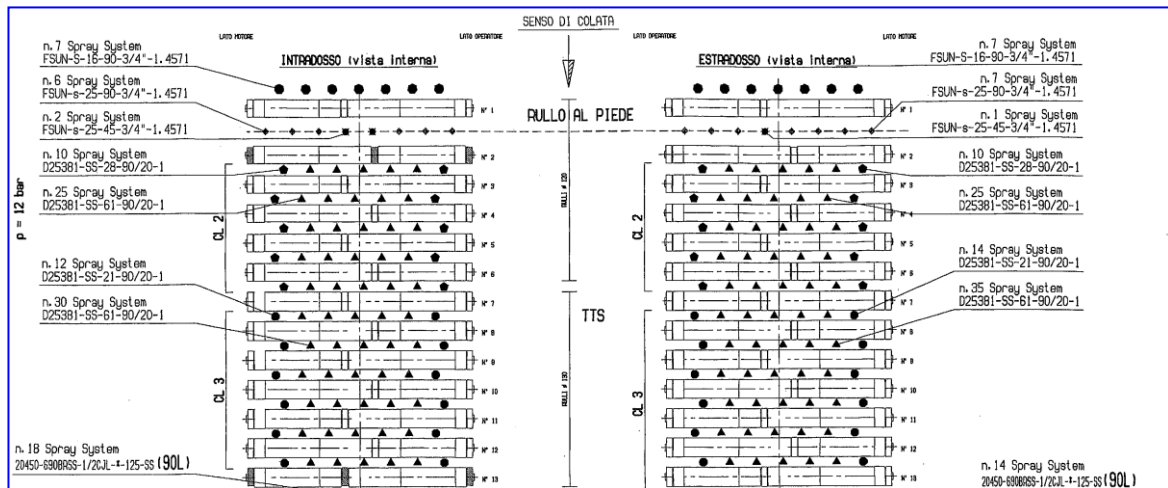


Fig. 7 - Disegno con la disposizione e la tipologia di ugelli impiegati per la prova di velocità di colaggio a 6 m/minuto



12 - MULTIRULLI (MRS)

La Multirulli è stata anch' essa modificata rispetto alla configurazione iniziale e le modifiche principali hanno interessato:

- la struttura base e il sistema di lubrificazione e raffreddamento;
- i rulli;
- il raffreddamento dei rulli.

STRUTTURA BASE

La struttura base è stata modificata nel 1994 per rendere più funzionali le operazioni di manutenzione e di ripristino della Multirulli in caso di break-out o incidenti vari. Infatti, a seguito di un incendio sviluppatosi nel Marzo 93 ci si è resi conto della complessità della struttura e delle operazioni laboriose necessarie per renderla operativa (vedere Fig. 9).

Per lo stesso motivo, i pistoni idraulici per la chiusura dei rulli, sono stati portati all' esterno della struttura metallica per favorire le operazioni di manutenzione e ridurre il rischio di contatto con l'acciaio liquido in caso di rottura della bramma (Fig. 10).

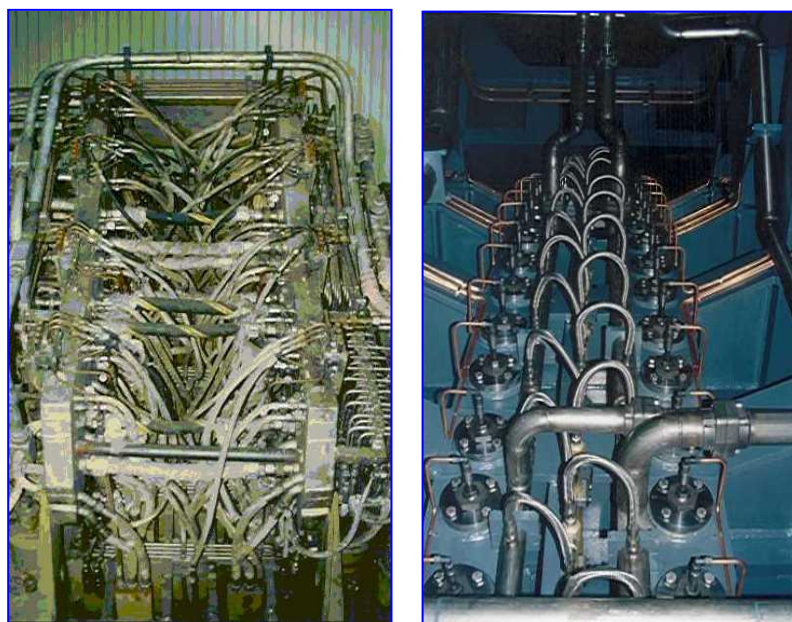


Fig. 9 - Aspetto del sistema di lubrificazione e di raffreddamento nella vecchia Multirulli a sinistra e nella nuova a destra.

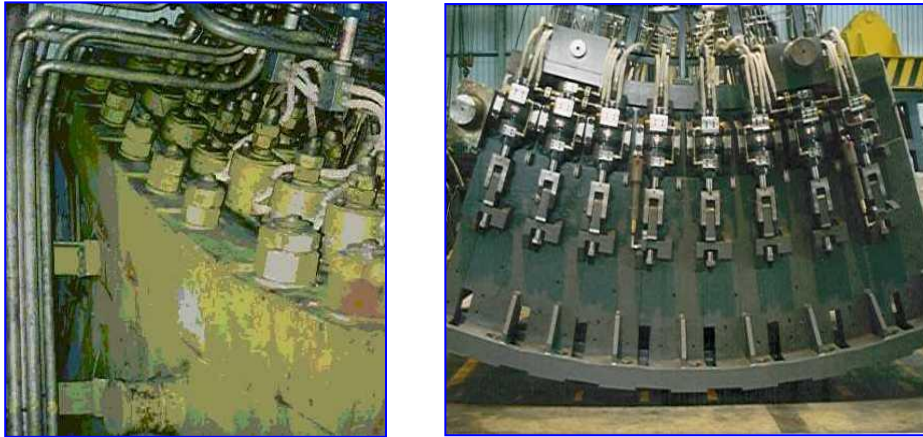
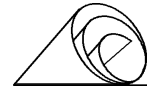


Fig. 10 - Particolare della disposizione dei pistoni per la chiusura dei rulli nella vecchia Multirulli a sinistra e nella nuova a destra.

RULLI

Un'altra modifica importante è stata quella dei rulli e del loro raffreddamento.

Nella prima fase della partenza I.S.P. i rulli erano del tipo spezzato e rispecchiavano la configurazione del TTS, con l'unica differenza che il supporto porta cuscinetto centrale era molto più largo, 150 mm contro 50 mm (Fig. 11).

Questa particolare dimensione del supporto dava luogo a fenomeni di rigonfiamenti localizzati "bulging" che in fase di raffreddamento davano luogo a cricche interne e in fase di sbazzatura a strappi trasversali (Fig. 12).

A partire dal marzo '94 è stata introdotta una nuova MRS (Multi Roll Segment), dotata di rulli interi e di back-up (Fig. 13), con la quale sono migliorate notevolmente le condizioni di colaggio e gli aspetti negativi che avevano caratterizzato le fasi della sperimentazione precedente (bramme con: strappi trasversali, cricche interne ed esterne, disomogeneità termica, avvallamenti, ecc...).

Nel precedente modello, infatti, la presenza di rulli spezzati con un largo supporto centrale (150mm) erano la causa delle anomalie sopra descritte dovute alla mancanza di un contatto continuo tra la bramma e i rulli.

Per cui in queste aree, si aveva un'alterazione delle condizioni di raffreddamento e di contenimento della barra con le suddette conseguenze.



L'introduzione del nuovo modello oltre che a migliorare la qualità della bramma e semplificare le operazioni di manutenzione, ha consentito anche la produzione di coils con spessori fino a 1,5 mm; risultato mai raggiunto in passato per il fenomeno delle vibrazioni delle gabbie del finitore che si verificavano quando si scendeva sotto i 2,5 mm di spessore. Condizione questa, dovuta in massima parte alla disomogeneità termica che caratterizzava le bramme del passato, quasi sempre interessate da bande più calde nella zona centrale dove non vi era contatto con i rulli della multi-roll.

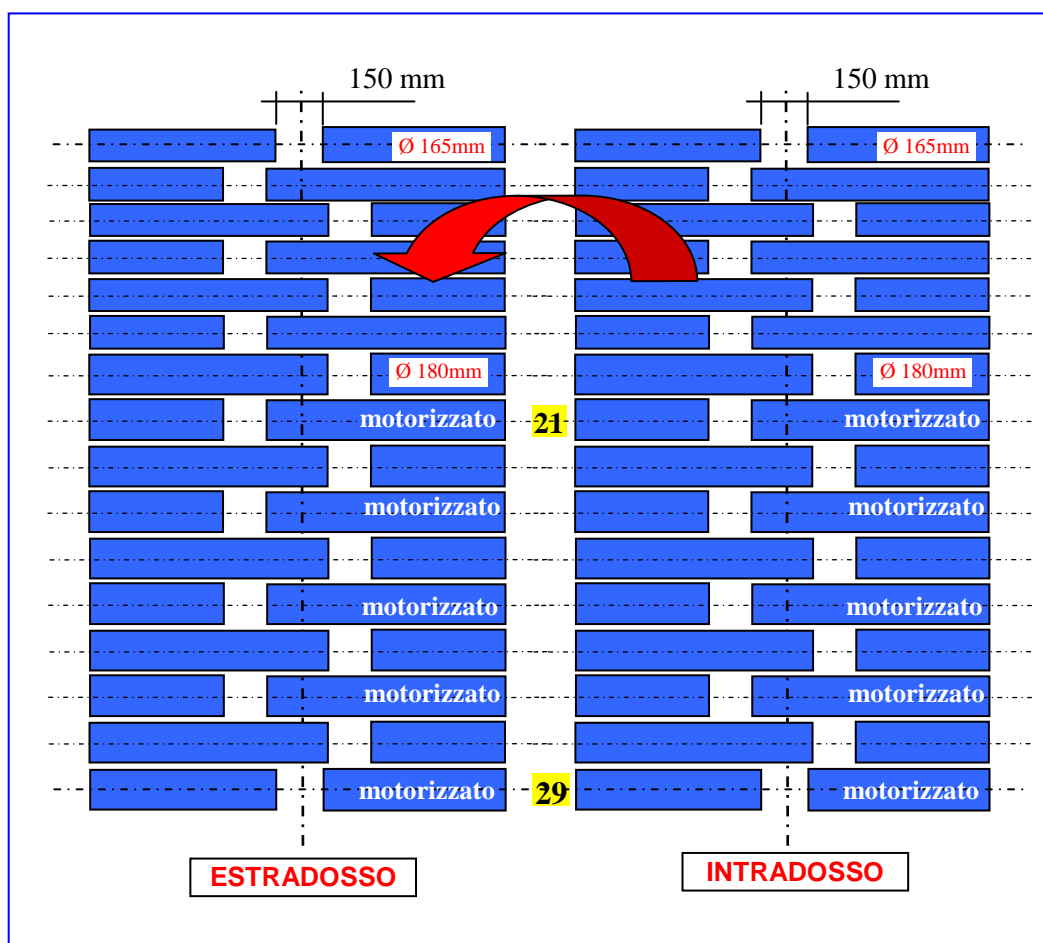


Fig. 11 - Configurazione della Multirulli a rulli spezzati utilizzata nella fase iniziale (1992-1994)

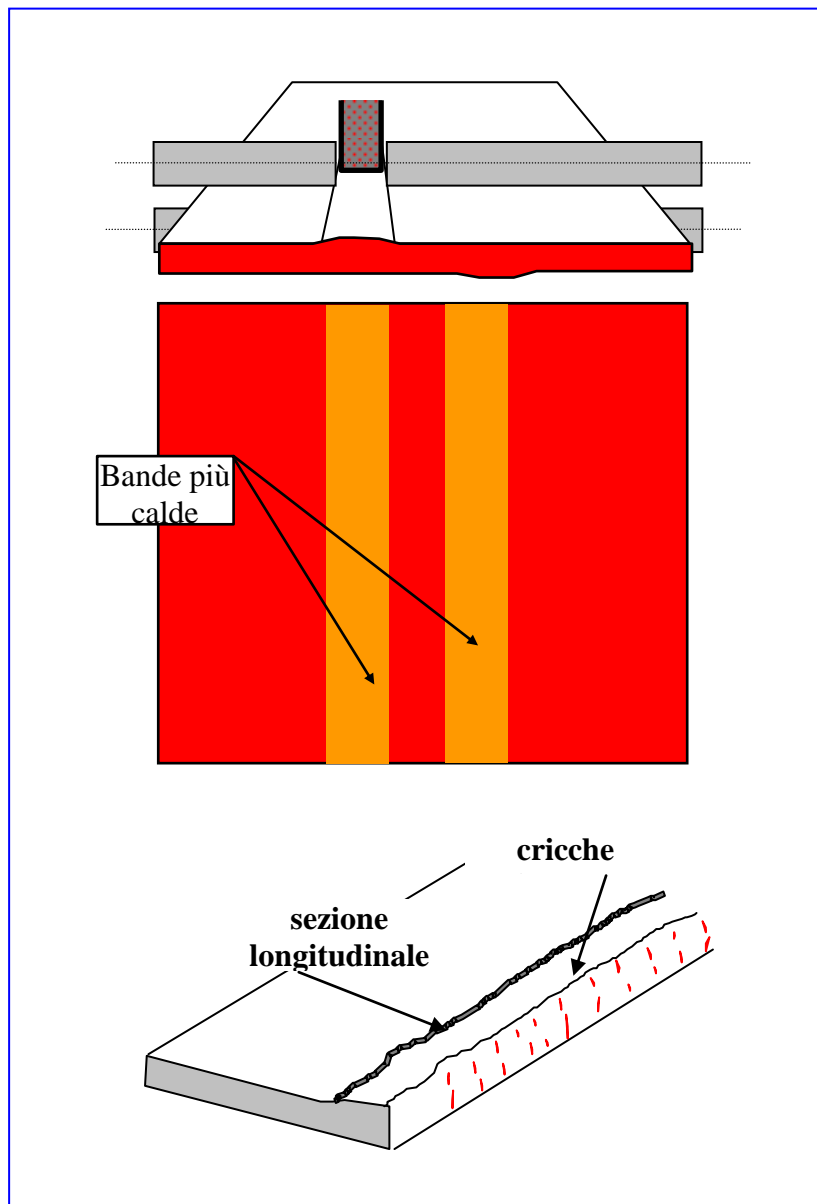
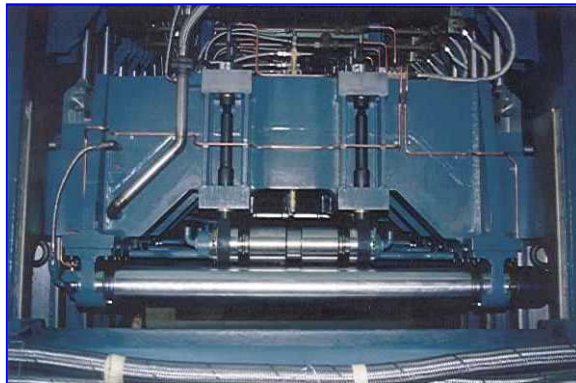


Fig. 12 - Rappresentazione grafica dei problemi legati all'impiego di rulli spezzati con ampio supporto centrale



*Fig. 13 - Configurazione della nuova Multirulli
montata nel Marzo 1994*

Successivamente, nonostante i notevoli miglioramenti dal punto di vista della qualità interna perduravano ancora delle cricche interne dovute a rigonfiamenti generali e non più localizzati, in particolar modo nella produzione di acciai duri tipo C50-C70.



Infatti, con la maggior pressione richiesta nella fase della riduzione a cuore liquido parte di questa si scaricava sui rulli di back-up fino a incidere e a deformare i rulli di lavoro portando la situazione alle condizioni negative della fase iniziale del '92-'93.

Si è ritornati quindi alla configurazione a rulli spezzati utilizzando però dei cuscinetti molto stretti e aumentando la tipologia dei rulli, in modo tale che l'allineamento del supporto non fosse ogni 3 rulli ma bensì ogni 5 (Fig. 14).

La modifica dei rulli è stata introdotta a seguito dei risultati positivi ottenuti con una serie di rulli spezzati montati nella parte alta della MRS, prima con 1 poi 3 (Fig. 15). Un test con i primi 6 rulli spezzati ma non motorizzati, ha dato esito negativo per il mancato trascinamento della bramma.

Si è pensato quindi di attrezzare una multirulli completa adottando il nuovo schema dei rulli spezzati, cosa che è stata possibile sperimentare a fine Febbraio '99 con la MRS n°5.

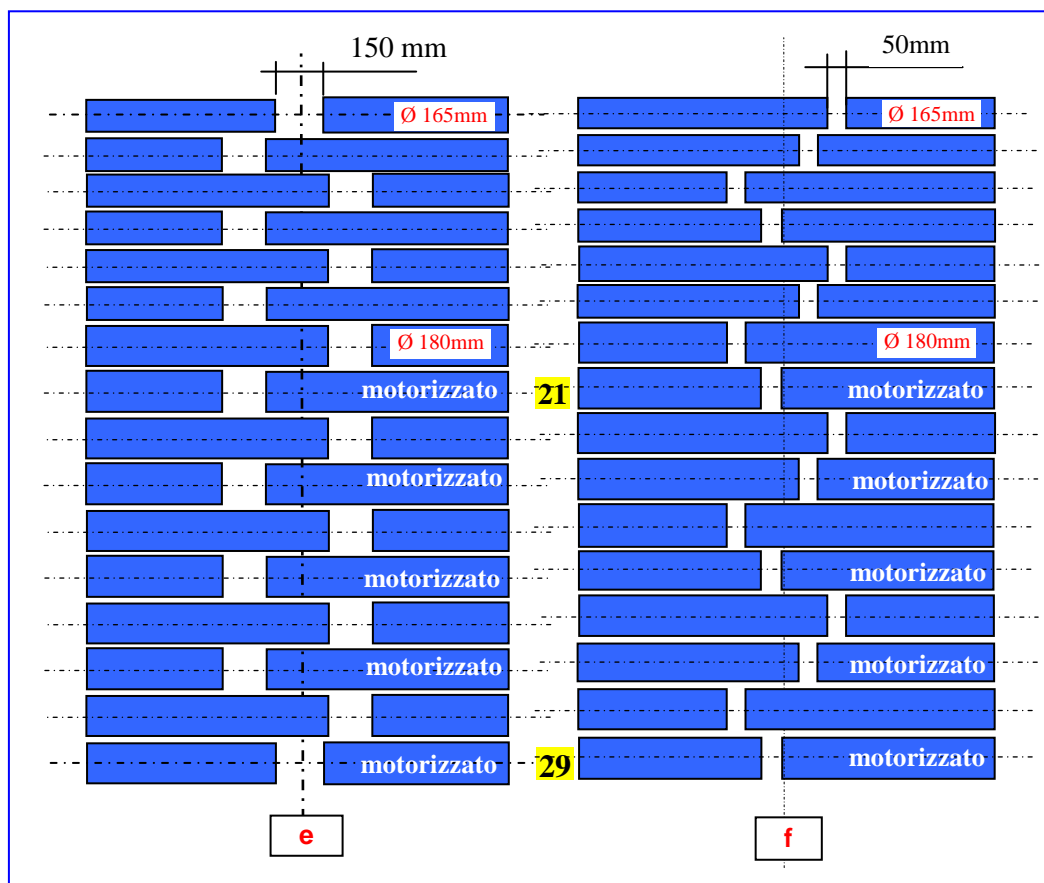


Fig. 14 - Disposizione dei rulli spezzati nella vecchia multirulli (e) e nell'ultima versione introdotta a Febbraio '99 (f).

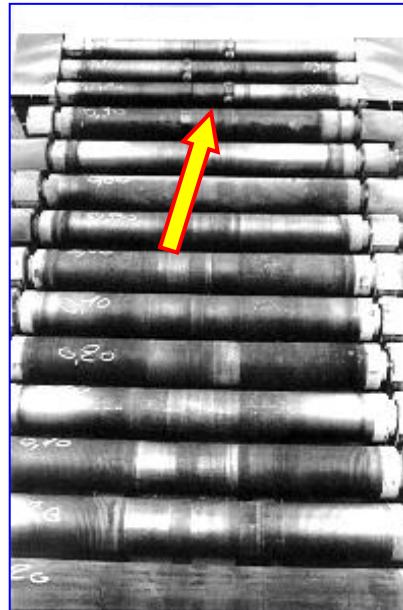
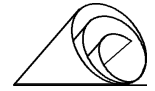


Fig. 15 - Vista della parte di ESTRADOSSO della multirulli con i primi tre rulli spezzati.

Contemporaneamente allo sviluppo dei rulli è stato modificato anche il loro sistema di raffreddamento. Inizialmente raffreddati con un solo foro centrale passante con acqua a perdere, che si è rivelato insufficiente per raffreddare l'intero spessore del rullo. Infatti, alcuni casi di rottura verificatisi in quel periodo hanno fatto pensare ad una disomogeneità del carico termico tra la parte esterna ed interna dei rulli in conseguenza della quale si potevano verificare delle rotture (Fig. 16).



Fig. 16 - Particolare della rottura di un rullo raffreddato nella sola parte centrale, probabilmente rottosi per disomogeneità del carico termico.



Successivamente, con un nuovo tipo di rullo raffreddato sia al centro sia sotto pelle, utilizzando delle scanalature collegate con il foro centrale e ricoperte dal mantello esterno del rullo (Fig. 17)

Quest'ultimo sistema è stato successivamente utilizzato anche per i rulli spezzati della nuova multirulli

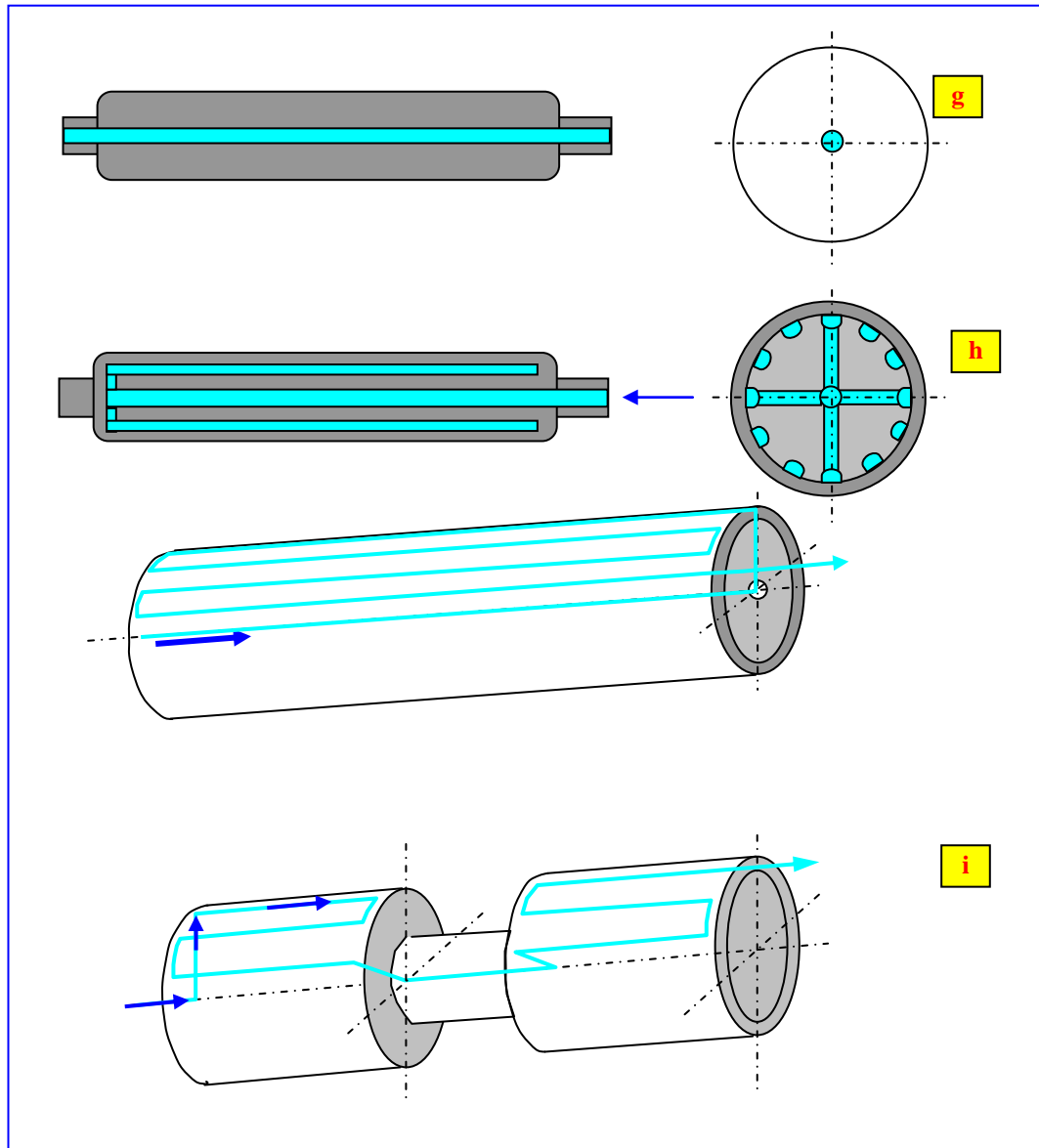


Fig. 17 - La sequenza mostra i vari tipi di rullo utilizzati e le modalità di raffreddamento, **(g)** tipo intero raffreddato solo al centro, **(h)** tipo intero raffreddato al centro e sotto pelle, **(i)** tipo spezzato raffreddato al centro e sotto pelle.



13 - HRM (High Reduction Mill)

RICERCA DELLE RIDUZIONI OTTIMALI

Nella fase iniziale della produzione l'HRM è stata oggetto, oltre alle normali ottimizzazioni dei sincronismi con la colata continua, di interessanti ricerche volte soprattutto ad ottimizzare le riduzioni della barra in funzione del tipo di acciaio e a incrementare la durata dei cilindri di laminazione.

Nel primo semestre 1993 sono state fatte varie prove di laminazione a spessori e larghezze diverse, quali: 30, 25, 20, 17,5 e 15 mm con larghezze comprese tra 1000 e 1250 mm. Particolare sviluppo ha avuto il formato 1250 x 15 mm con il quale si è potuto raggiungere spessori finali di 1,8 mm con sole 4 gabbie al laminatoio finitore.

Tuttavia, nonostante i buoni risultati raggiunti dal punto di vista della funzionalità della HRM, non sono mancati dei problemi.

Dal punto di vista qualitativo sono emersi alcuni problemi legati in parte alla maggior riduzione alla quale era soggetta la bramma e in parte a fattori meccanici legati alla configurazione dei rulli della MRS, a seguito dei quali si manifestavano strappi trasversali al centro delle facce larghe e sui bordi (Figure 1, 2 e 3).

Dopo una serie di prove e analisi, si è trovato che in massima parte quelli trasversali a centro faccia, dipendevano sia dalla mancanza di contatto tra la bramma e i cilindri della MRS nelle zone del supporto centrale (tratto di 150 mm) che, essendo meno raffreddate davano luogo a strutture grossolane e avvallamenti che nella successiva fase di laminazione a causa del diverso allungamento rispetto alle zone adiacenti, si laceravano dando luogo ai suddetti strappi, sia dal raffreddamento causato dal discagliatore della HRM. Infatti, alcune prove effettuate con e senza discagliatore hanno evidenziato un'influenza diretta su tale fenomeno (Fig. 4).

Anche gli strappi dei bordi erano in parte legati al raffreddamento indotto dal discagliatore, anche se in misura minore, perché in parte legati al raffreddamento delle facce strette della lingottiera, alla velocità di colaggio non ancora ottimale ecc..., tuttavia la situazione migliorava quando era spento.



Una possibile spiegazione del fenomeno potrebbe essere la seguente:

" Dopo che la bramma è stata discagliata e nello stesso tempo raffreddata in superficie dal getto di aria e acqua del discagliatore, viene subito laminata, prima che la superficie possa rinvenire per effetto della temperatura interna. Quindi, lo strato superficiale viene sollecitato nel momento in cui si trova nel campo di temperatura austenitico/ferritico che è il meno indicato per la laminazione a caldo per le trasformazioni microstrutturali in atto, se poi esistono anche alterazioni macrostrutturali localizzate, la comparsa di certi difetti è inevitabile".

La Fig. 5 mostra la conseguenza di questi difetti sul prodotto finito.

La situazione è nettamente migliorata dopo aver installato un nuovo discagliatore con movimento trasversale alternato rispetto alla barra (tipo sega), di minor potenza rispetto al precedente, 60 bar contro 200 e dopo aver installato una MRS con rulli interi (Fig 6).

Un notevole contributo all'normalizzazione di questi difetti è stato dato, come sopra accennato, dall'aumento della velocità di colaggio e l'ottimizzazione del raffreddamento nonché dall'utilizzo di polveri di colaggio con maggior potere lubrificante.

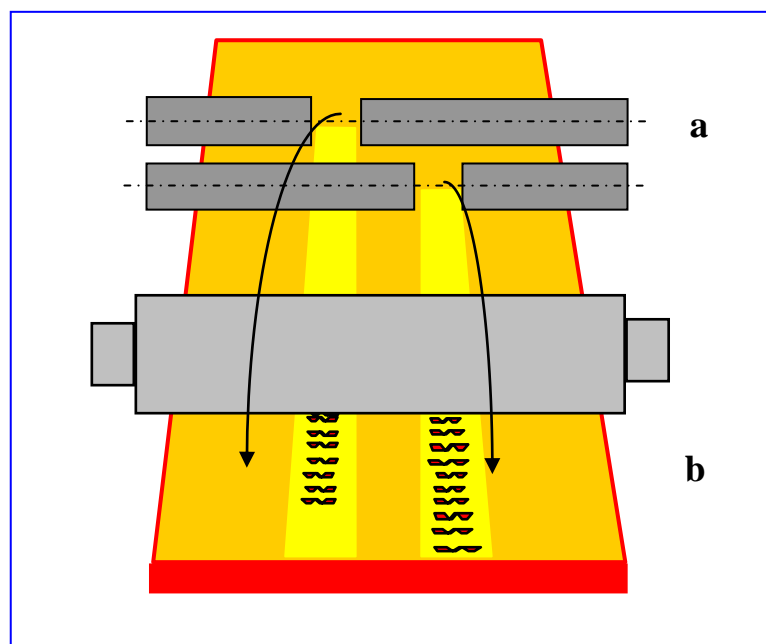


Fig. 1 - Effetto dei rulli spezzati della MRS (a) sulla qualità superficiale delle lamiere (b)

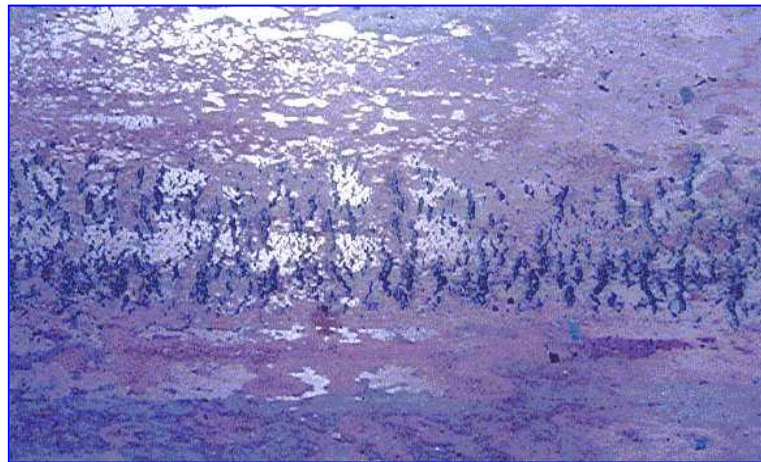
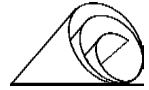


Fig. 2 - Particolare della zona centrale di una lamiera con gli strappi trasversali causati dalle condizioni di Fig.1.

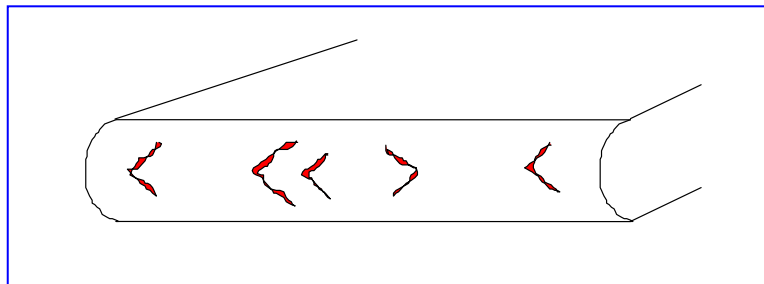


Fig. 3 -Effetto sui bordi della barra dell'eccessivo raffreddamento indotto dal discagliatore e dalle condizioni di colaggio non ottimali

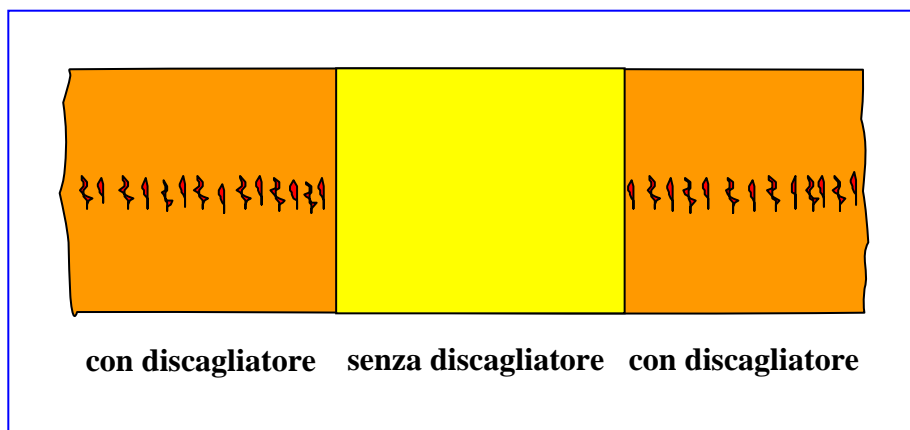


Fig. 4 - Rappresentazione grafica della prova di laminazione condotta su una stessa lamiera con e senza discagliatore inserito.

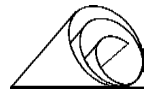


Fig. 5 - Aspetto dei difetti di fig.2 sul prodotto finito (spessore coil 1,5 mm).

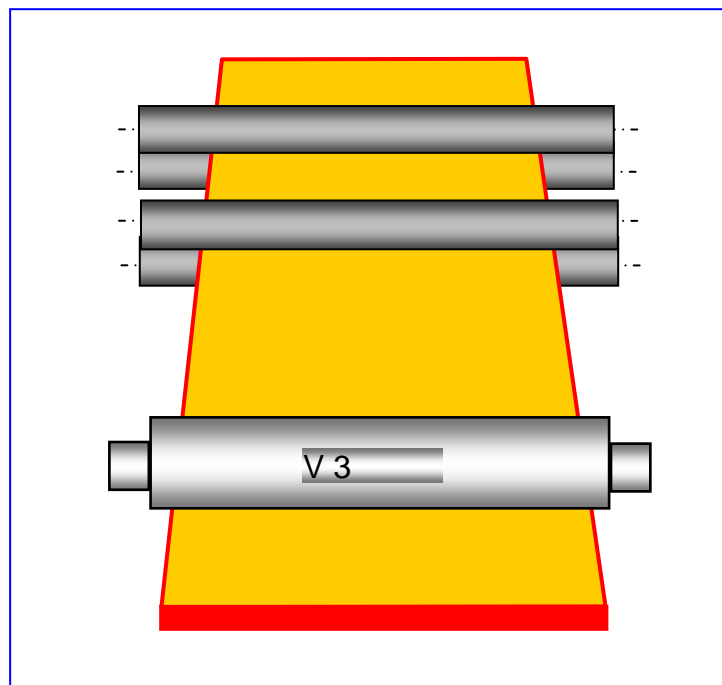


Fig. 6 - Effetto dell'impiego di una MRS a rulli interi Sulla qualità superficiale della barra (transfer bar).



Con l'introduzione della nuova Curvilinea (MRS), sono scomparse le sgranature superficiali localizzate a centro faccia in corrispondenza dei supporti centrali dei rulli spezzati e sono migliorate le condizioni geometriche e termiche della barra.

La regolarità del profilo ha contribuito anche a migliorare le prestazioni della HRM e del FM (laminatoio finitore, infatti è stato possibile ottimizzare la riduzione da 43 a 15 mm, per la produzione di coils da 1,5 mm di spessore. Per contro, queste migliorie hanno avuto un effetto negativo sulla durata dei cilindri di lavoro che difficilmente raggiungevano le 1000 tonnellate, conseguenza della maggiore velocità di colaggio e della temperatura più elevata della bramma in entrata alla HRM.

La ricerca quindi di nuovi materiali per sostituire i primi cilindri che potevano soddisfare le condizioni di velocità minima, prodotti con ghisa nodulare, ha portato alla scelta di cilindri con il cuore in ghisa nodulare rivestito con un mantello in acciaio alto legato al cromo.

Contrariamente a quanto da sempre sostenuto dai vari esperti del settore, si sono ottenuti ottimi risultati raddoppiando la durata dei precedenti cilindri, passando dalle 1000 ton alle 2000 e oltre per montaggio.

Attualmente con questo tipo di cilindro si producono 100.000 ton in 50 montaggi. Anche questi sono soggetti al fenomeno delle pirocricche già riscontrato in passato su altre qualità, ma la loro profondità è minima per cui sono asportabili con la normale operazione di rettifica fatta per eliminare l'usura della laminazione (Fig. 7).



Fig. 7 - Aspetto tipico della superficie dei cilindri di lavoro della HRM a fine campagna



DATI GENERALI HRM

CILINDRI di lavoro

Materiale	: cuore in ghisa nodulare + mantello in acciaio alto cromo e/o HSS (High Steel Speed).
Durezza	: 70÷80 shore
Diametro iniziale	: 410 mm
Diametro minimo	: 370 mm
Durata	: 2500÷3000t / montaggio
Montaggi totali	: 50÷80
Durata totale	: 150.000 ton
Asportazione media / rettifica	: 0,5÷0,8 mm

CILINDRI di Appoggio

Materiale	: acciaio alto cromo
Durezza	: 60 shore ~
Diametro iniziale	: 800 mm
Diametro minimo	: 720 mm

GABBIA	POTENZA	ROL. FORCE	BENDING
V1	500 kW	1100 ton	22t/chock
V2	500 kW	1100 ton	22t/chock
V3	500 kW	1100 ton	22t/chock



LAMINAZIONE DIRETTA NELL'IMPIANTO I.S.P.

In questa parte del documento sono analizzate le condizioni relative alla laminazione di sbozzatura nell'impianto ISP.

Le condizioni di laminazione sono legate essenzialmente alla temperatura e ai tassi di deformazione imposti. Dopo un breve cenno di carattere generale, relativo all'influenza della temperatura di laminazione, si è passati a considerare i fenomeni di ricristallizzazione dinamico-statica e di recupero connessi sia ai parametri relativi all'acciaio quali la composizione chimica, la dimensione del grano, il contenuto inclusionale, sia alle condizioni di laminazione.

In seguito si sono presi in considerazione i dettagli relativi alle condizioni specifiche di sbozzatura dell'impianto ISP, effettuando una distinzione tra gli acciai al solo carbonio ed i microlegati, con le relative influenze della temperatura, delle deformazioni, della velocità di colaggio sulla microstruttura, sulla segregazione del carbonio, nonché l'influenza della geometria della bramma in ingresso sulle condizioni di rugosità superficiale.

LAMINAZIONE DIRETTA

La laminazione diretta comporta la sbozzatura della bramma in uscita dalla colata continua; tale operazione determina un'azione diretta sulla struttura di solidificazione alla fine della "liquid core reduction" imponendo una deformazione al materiale ad alta temperatura.

Le variazioni microstrutturali indotte nell'acciaio sono essenzialmente funzione della temperatura, del tasso di deformazione imposto e conducono a fenomeni di recupero e ricristallizzazione dinamico statica del grano austenitico, cui verrà fatto un breve cenno.

TEMPERATURA DI DEFORMAZIONE

Il limite superiore della temperatura di deformazione è fissato in base a due principali aspetti:

- è necessario mantenersi conservativamente al di sotto della temperatura di fusione di eventuali composti basso fondenti;
- la dimensione del grano deve essere contenuta entro dimensioni accettabili.

Relativamente al primo punto è buona norma mantenersi almeno 50°C al di sotto della temperatura teorica per le segregazioni e la disuniformità di composizione presenti. L'effetto di una temperatura eccessiva sarebbe, infatti, disastroso nei confronti di un metallo deformato plasticamente: la presenza anche in quantità molto limitate di composti allo stato fuso con formazione di un sottile film di metallo liquido al bordo dei grani cristallini tenderebbe a portare alla facile frantumazione del pezzo durante la deformazione plastica.

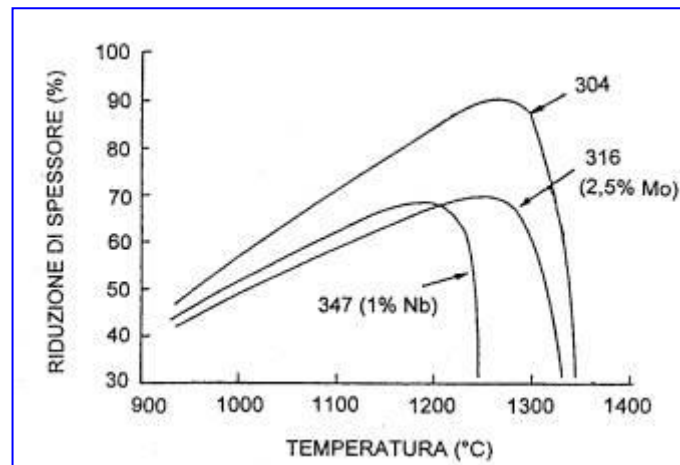
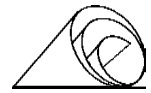


Fig. 8 - Deformabilità di alcuni acciai in funzione della temperatura di lavorazione.

In Figura 8 sono diagrammati alcuni dati relativi alla deformabilità in laminazione a caldo di alcuni acciai inossidabili austenitici in funzione della temperatura e dell'aggiunta di alcuni elementi di lega.

La presenza di molibdeno e niobio promuove la formazione di una dispersione di carburi che ancorando i bordi dei grani austenitici, ostacola il processo di ricristallizzazione e quindi riduce la lavorabilità dei due acciai. In secondo luogo è da notare il sensibile calo della massima temperatura di lavorazione dell'acciaio contenente niobio, a conferma del forte effetto deleterio legato alla formazione di composti bassofondenti.

Circa il problema della crescita del grano cristallino, è ben evidente che la permanenza a temperature eccessivamente elevate da parte del metallo porta ad ottenere strutture notevolmente grossolane e quindi indesiderate.

Tuttavia, nel caso di lavorazioni eseguite in molte passate come la laminazione, è buona norma non rinunciare del tutto ad altri benefici offerti dalle alte temperature di lavorazione, quali la maggiore deformabilità sopportabile e le minori sollecitazioni imposte alle attrezzature.

Nelle prime fasi si tende allora a prediligere la lavorazione del metallo vicino ai massimi livelli possibili, lasciando poi calare la temperatura nelle ultime passate vicino al minimo dell'intervallo ammesso, per ottenere un sensibile affinamento della microstruttura.

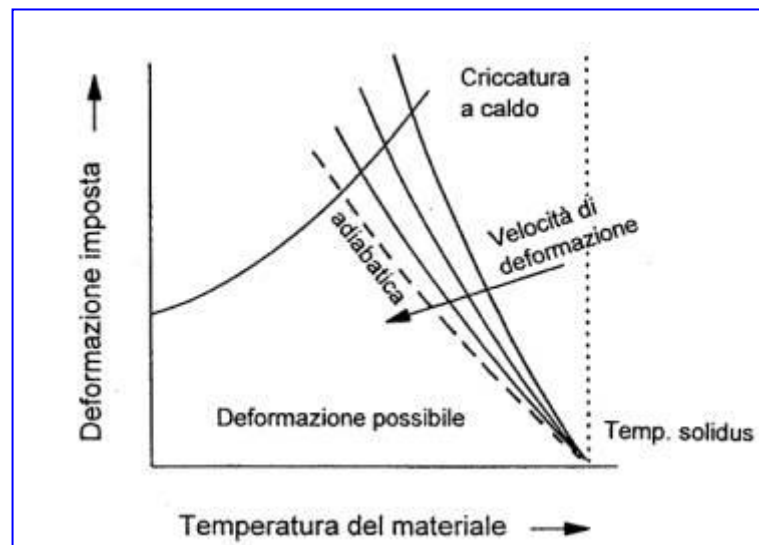


Fig. 9 - *Influenza temperatura e velocità di deformazione sulla lavorabilità a caldo dei metalli.*

Nel grafico di Fig. 9 sono indicate le curve limite di deformabilità in funzione della temperatura del materiale. La curva, crescente con la temperatura indica il miglioramento della deformabilità che potrebbe per esempio essere imposto dalla massima forza ammissibile sugli utensili di lavorazione o dal limite di duttilità del metallo stesso.

Un ulteriore aspetto riguarda la velocità di deformazione; come riportato in Fig. 9, un aumento della velocità con cui il metallo viene deformato porta ad un peggioramento della lavorabilità a caldo per due principali ragioni: in primo luogo si ha un aumento della resistenza opposta dal metallo; secondariamente la deformazione in tempi brevi comporta minori possibilità di dissipazione del calore generato e quindi un aumento della temperatura del metallo che raggiunge rapidamente la soglia critica.

RECUPERO E RICRISTALLIZZAZIONE

L'energia libera di un metallo aumenta al crescere della densità di dislocazioni oltre che con il numero di difetti di punto, bordi di grano e interfacce con seconde fasi presenti.

A temperature elevate aumenta progressivamente l'instabilità termodinamica e la velocità di diffusione ed esiste una temperatura limite al di sopra della quale si avvia il processo di parziale eliminazione dei difetti reticolari e di riassetto della microstruttura per tendere ad una configurazione di minore energia (Fig. 10).

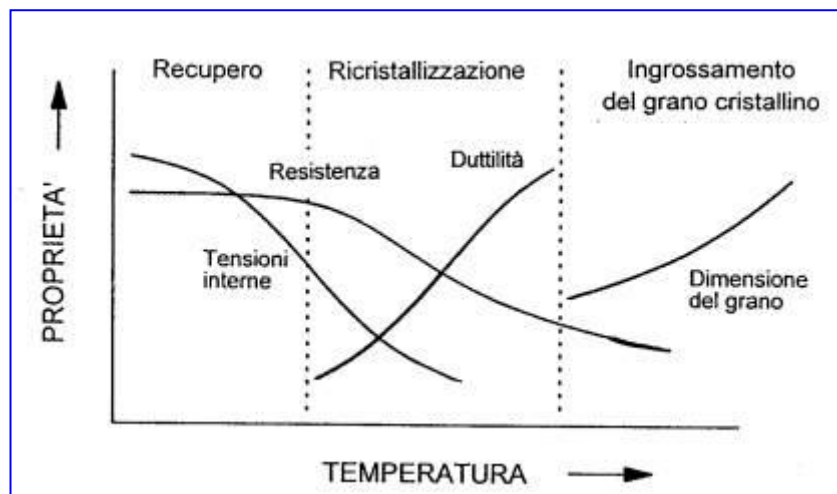


Fig. 10 - Variazione di alcune proprietà dei metalli durante le tre fasi del processo di ricristallizzazione.

RECUPERO

Il recupero, comporta l'eliminazione di parte delle dislocazioni e dei difetti di punto nonché il riordino delle rimanenti dislocazioni in una serie di sottograni. Il recupero rappresenta il primo passo del processo di riduzione dell'energia libera del metallo incrudito; vengono notevolmente ridotte le tensioni interne nel reticolo metallico, si modificano alcune caratteristiche fisiche ma non si modificano in modo significativo le proprietà meccaniche.

Nelle sue varie forme il recupero può consistere nel rilassamento delle tensioni interne per fenomeni diffusivi, in una riorganizzazione della rete di dislocazioni tra loro ancorate (che determinano l'incrudimento) e ancora nel graduale recupero delle proprietà fisiche del metallo fino a raggiungere valori prossimi a quelli dello stato non deformato, prima che avvenga la vera e propria nucleazione di nuovi grani.

In particolare durante la fase di riorganizzazione delle dislocazioni si assiste all'eliminazione di coppie di dislocazioni di segno opposto (un meccanismo favorito dall'elevata temperatura che rende energeticamente possibili gli scorrimenti su un numero maggiore di piani cristallini) e in parte alla formazione di una cosiddetta sottostruttura costituita da una serie di fini sottograni interni ai singoli grani.

Anche per il recupero si distinguono le modalità di trasformazione dinamica e statica a seconda che il processo avvenga durante o successivamente alla fase di deformazione.

Nel recupero dinamico, si assiste in genere alla già menzionata eliminazione di parte delle dislocazioni continuamente generate durante la deformazione plastica; nel caso in cui la ricristallizzazione avvenga solo in tempi sufficientemente lunghi si potrà riscontrare nel metallo deformato una microstruttura a grani grossolani allungati all'interno dei quali, mediante osservazioni ad elevato ingrandimento sarà riconoscibile una fine sottostruttura composta appunto dai sottograni esente da tensioni interne e pressoché equiassica.



Nel caso del recupero statico la struttura e le proprietà del metallo evolvono meno velocemente; si assiste ad una riorganizzazione delle dislocazioni e ad una variazione delle proprietà meccaniche meno marcata e più graduale. La fase del recupero statico è tuttavia ugualmente importante, poiché anch'essa comporta la formazione dei nuclei che durante la successiva ricristallizzazione porteranno alle modificazioni microstrutturali più evidenti.

RICRISTALLIZZAZIONE DEL GRANO AUSTENITICO

Nella fase di ricristallizzazione la struttura iniziale deformata plasticamente viene progressivamente rimpiazzata con una nuova serie di grani completamente liberi da tensioni interne e con densità di dislocazioni significativamente inferiore.

A causa dell'alta temperatura un materiale deformato plasticamente tende al recupero od alla ricristallizzazione (formazione di un nuovo assetto cristallino).

La cinetica della ricristallizzazione dipende dai parametri dell'acciaio presi in considerazione quali:

- composizione chimica;
- dimensione del grano;
- contenuto inclusionale;

così come dalle condizioni di laminazione come:

- rapporto di riduzione di laminazione;
- temperatura di deformazione.

A temperature elevate (come ordine di grandezza superiori ai 1000°C) o deformazioni forti, la ricristallizzazione avviene durante la fase stessa di laminazione (ricristallizzazione dinamica); dopo ricristallizzazione data la temperatura molto elevata i grani austenitici ingrossano nuovamente pur restando di dimensioni inferiori a quelle di partenza.

A temperature inferiori o deformazioni meno importanti la ricristallizzazione avviene solo parzialmente o non avviene. Il grano ferritico ottenuto dopo la trasformazione è condizionato dalla ricristallizzazione. Infatti la nucleazione della ferrite avviene partendo dai bordi grani austenitici ricristallizzati, procedendo verso l'interno, invece nei grani austenitici deformati la nucleazione avviene oltre che a bordo grano lungo le bande di deformazione formatesi all'interno dei grani.

Nella figura successiva (Fig.11), è rappresentata l'influenza della dimensione iniziale del grano austenitico e della temperatura di laminazione sulla deformazione critica necessaria per la ricristallizzazione.

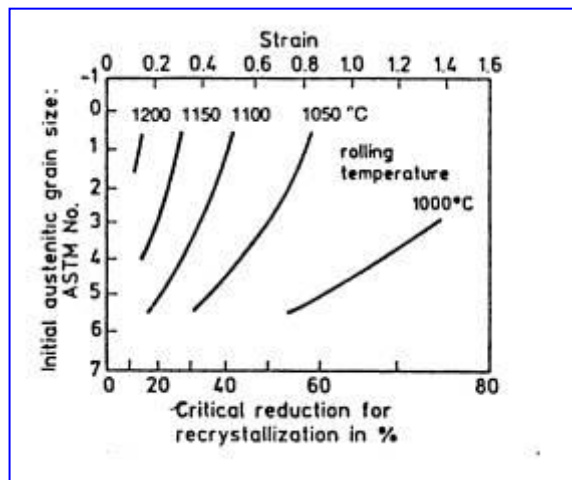
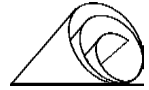


Fig. 11 - Influenza dimensione iniziale grano e temperatura di laminazione su deformazione critica necessaria per la ricristallizzazione.

Nella figura seguente (Fig.12) sono invece rappresentati i diversi campi di ricristallizzazione, di parziale ricristallizzazione, di non ricristallizzazione per un acciaio al C-Mn ed un acciaio al C-Mn-Nb in funzione della riduzione percentuale di laminazione e della temperatura di laminazione.

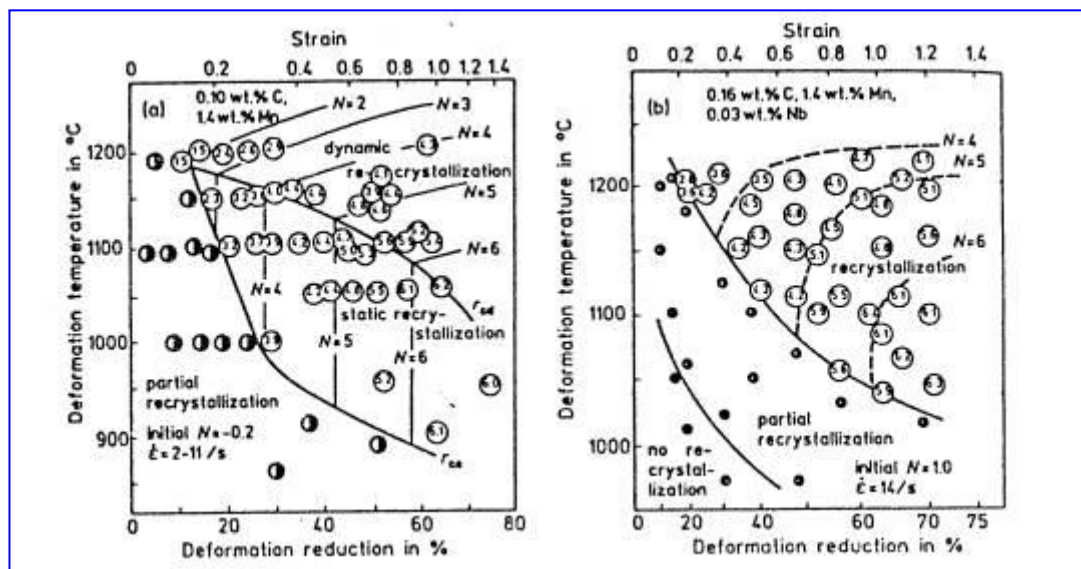
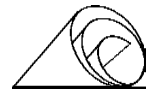


Fig. 12 - diagrammi temperatura, deformazione, ricristallizzazione; rcd rappresenta la condizione critica per la ricristallizzazione dinamica; rcs per la statica



A pari temperatura e riduzione percentuale di laminazione la presenza del niobio determina un restringimento del campo di ricristallizzazione dell'austenite.

Nella figura sottostante (Fig. 13) sono riportati i campi di temperatura della laminazione di sbozzatura e di finitura in relazione alla ricristallizzazione dinamica e statica.

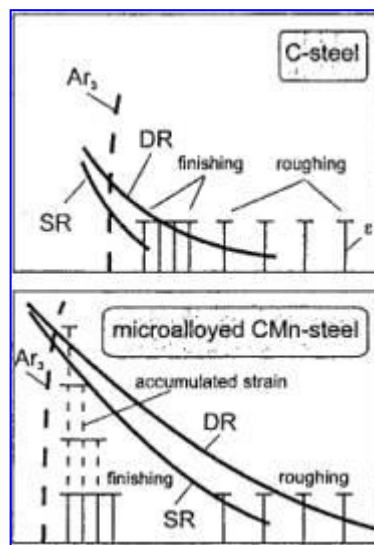


Fig. 13 - Campi di temperatura di laminazione di sbozzatura e finitura in relazione ai fenomeni di ricristallizzazione

La linea Ar_3 demarca il campo di esistenza dell'austenite, mentre DR e SR delimitano i campi delle ricristallizzazione dinamica e statica.

Negli acciai al carbonio, la laminazione ad alta temperatura porta rapidamente a ricristallizzazione dinamica che si manifesta anche nel breve periodo tra una gabbia e l'altra.

Negli acciai microlegati contenenti manganese il campo dell'austenite non ricristallizzata è più ampio; il manganese riduce la temperatura Ar_3 e in funzione degli elementi microleganti le linee DR e SR sono spostate verso l'alto.

Il processo di nucleazione gioca un ruolo decisivo nel processo della ricristallizzazione.

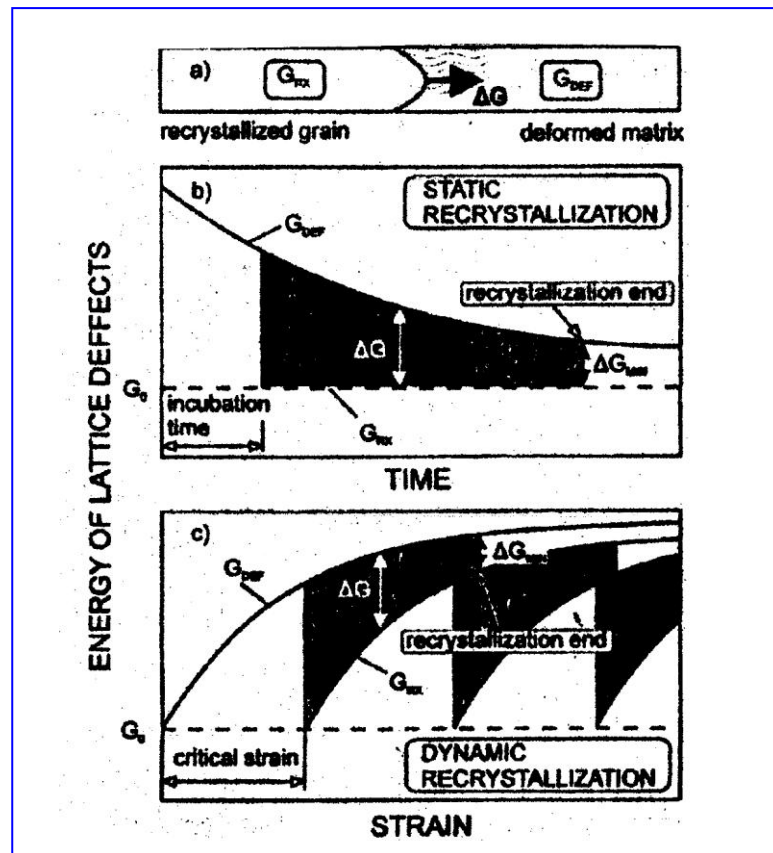


Fig. 14 - Andamento variazione energia libera ΔG durante la ricristallizzazione.

La forza generatrice del fenomeno della ricristallizzazione è data dalla differenza di energia libera ΔG tra il grano ricristallizzato G_{RX} e la matrice G_{DEF} (Fig. 14).

Tale termine può essere espresso da $\Delta G = \mu b^2 \Delta \rho$ ove μ è il modulo della deformazione, b il vettore di Burgers e $\Delta \rho$ è la differenza nella densità delle dislocazioni.

Nel caso della ricristallizzazione dinamica si ha un incremento monotono nel tempo di G_{DEF} con l'aumentare della deformazione. Nella ricristallizzazione statica si ha invece una diminuzione di G_{DEF} nel tempo.



LAMINAZIONE DI SBOZZATURA

Nella figura successiva (Fig. 15) è riportata una visione d'insieme del laminatoio sbozzatore in utilizzo nell'impianto ISP:



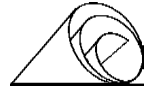
Fig. 15 - Vista del treno sbozzatore in linea

Di seguito sono riportate le caratteristiche salienti del gruppo di sbozzatura:

numero gabbie	3
tipo	quarto con sistema AGC
diametro cilindri di lavoro	410 mm
diametro cilindri di appoggio	800 mm
potenza motori	500 kW
forza di laminazione	13000 kN max

Caratteristiche peculiari, per le influenze sulle proprietà del prodotto, sono:

- il campo di variazione della temperatura di laminazione;
- le riduzioni percentuali;
- la velocità di colaggio.



Nei grafici successivi (Figg. 16-17-18-19) sono evidenziati i “range” delle temperature di sbozzatura per un acciaio microlegato, un basso C, un medio C, un alto C.

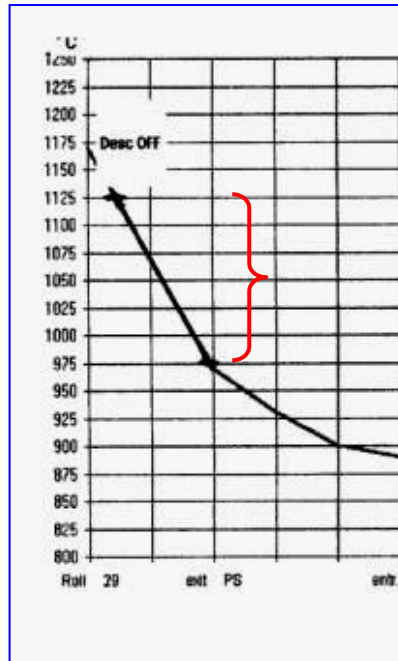


Fig 16 - Andamento della temperatura di laminazione allo sbozzatore di un acciaio microlegato (spessore finale 2,75 mm)

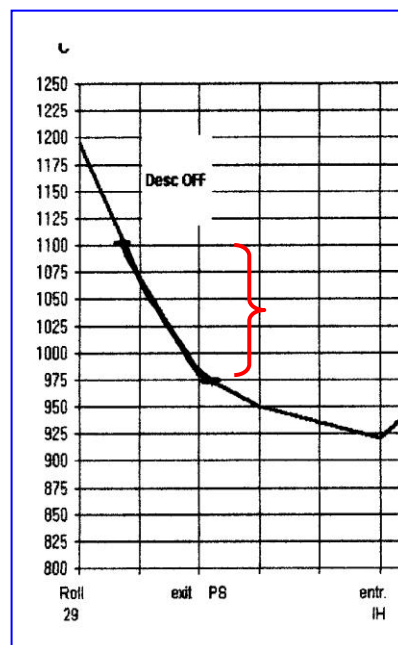


Fig 17 - Andamento della temperatura di laminazione allo sbozzatore di un acciaio basso C (spessore finale 1,00 mm)

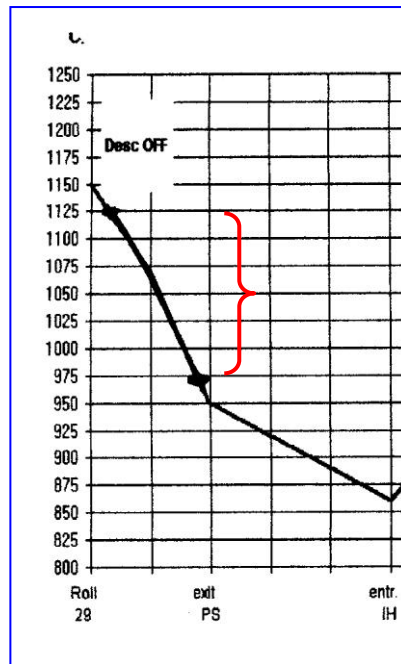
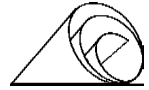


Fig 18 - Andamento della temperatura di laminazione allo sbizzatore di un acciaio medio C (spessore finale 6,00 mm)

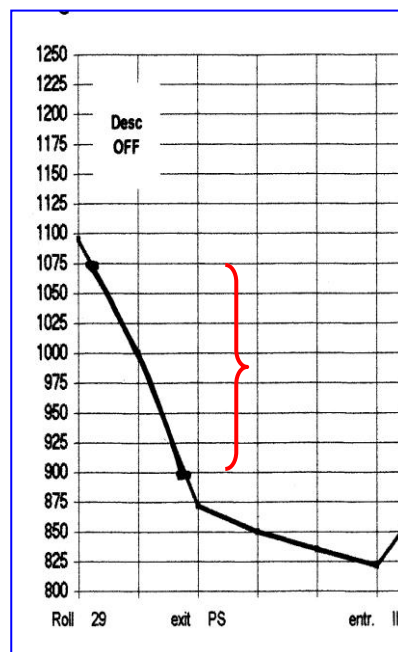


Fig 19 - Andamento della temperatura di laminazione allo sbizzatore di un acciaio alto C (spessore finale 2,5 mm)

Lo spessore della barra in ingresso è di 50 mm, mentre lo spessore in uscita è variabile tra i 20 e i 13,5 mm, con percentuali di riduzione comprese tra 73% e 60%.

La velocità di colaggio massima è di 5,7 m/min.

Dal punto di vista microstrutturale la struttura di partenza all'entrata dello sbozzatore è quella derivante dalla liquid core reduction; tale tecnica schematizzata nella figura successiva (Fig.20): apporta dei vantaggi sia nel limitare i fenomeni di segregazione assiale sia nel produrre l'affinamento del grano, come mostrato nella figura successiva (Fig. 21).

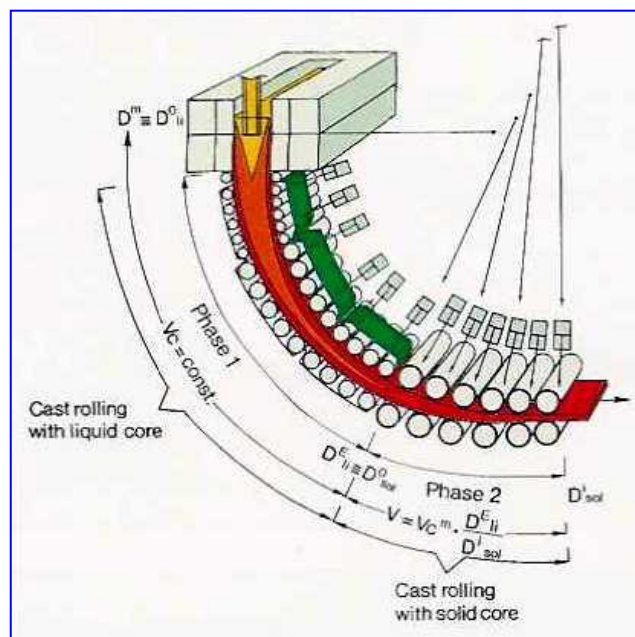


Fig. 20 - Schema della Liquid Core Reduction.

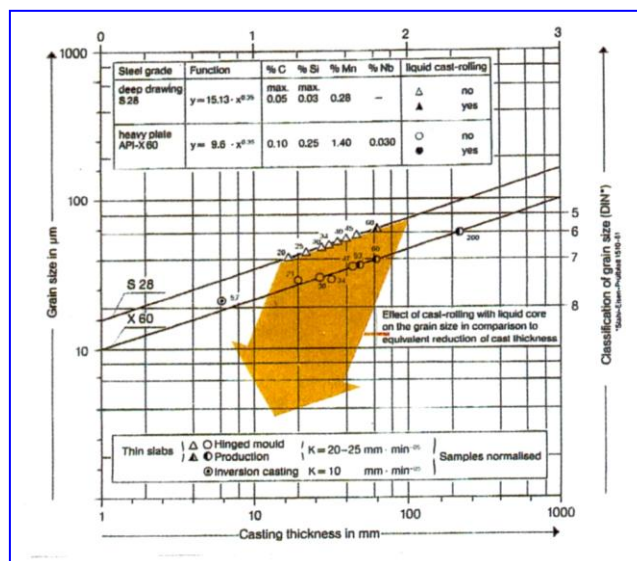


Fig. 21 - Affinamento del grano nella Liquid Core Reduction



In relazione ai grafici di figura 16-17-18-19, considerando i range delle temperature di sbozzatura e le relative riduzioni percentuali di laminazione si può dedurre come nel processo ISP nel caso degli acciai al carbonio si avrà una ricristallizzazione dinamico-statica mentre per gli acciai microlegati si avrà in genere una ricristallizzazione parziale. La tendenza alla ricristallizzazione è da imputarsi in generale all'elevata temperatura a cui avviene la laminazione di sbozzatura ed al grano tendenzialmente fine di partenza legato alla Liquid Core Reduction; ciò è da ricondursi al fatto che i processi in questione sono attivati termicamente ed un grano fine di partenza possiede un'area di bordo grano maggiore per l'attivazione del processo.

In termini di condizioni microstrutturali la Fig. 22 rappresenta l'andamento della dimensione finale del grano austenitico in funzione della temperatura di laminazione e delle diverse dimensioni del grano austenitico iniziali.

Mentre nella Fig.23, è rappresentata l'influenza della riduzione percentuale di laminazione sulla dimensione del grano austenitico finale per diversi grani austenitici iniziali.

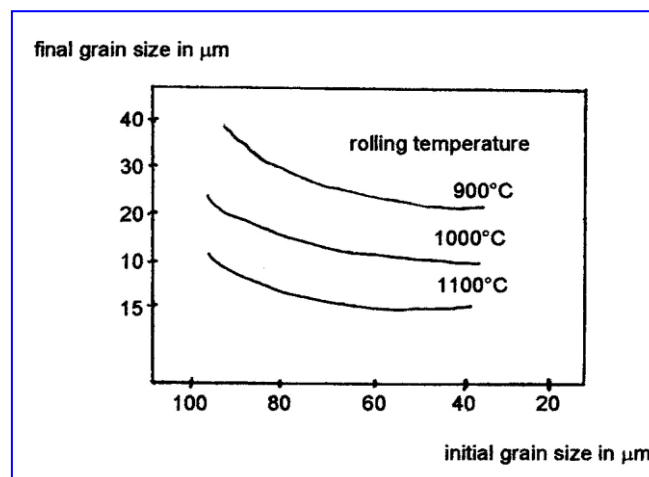


Fig. 22 - Dimensione grano austenitico in funzione delle diverse temperature di laminazione e diversi grani austenitici iniziali (acciaio con 0,04% di C).

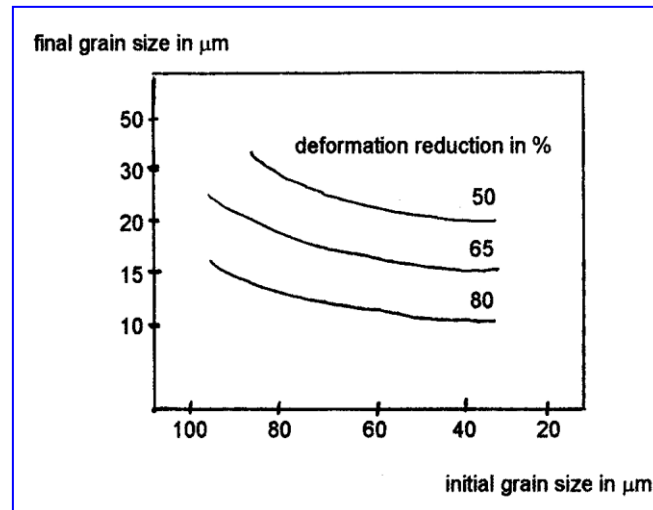


Fig. 23 - Dimensione grano austenitico in funzione delle diverse riduzioni percentuali di laminazione e diversi grani austenitici iniziali (acciaio con 0,04% di C).

Dall'analisi si evince come l'incremento della temperatura di laminazione e del rapporto percentuale di riduzione comporti un affinamento del grano finale; in relazione alle condizioni di laminazione riscontrabili nella sbazzatura dell'impianto ISP, si assisterà, in generale, in funzione dell'elevata temperatura e dei tassi di riduzione cui si svolge il processo di laminazione, ad un affinamento del grano derivante dalla liquid core reduction. E' ipotizzabile una dimensione del grano austenitico in uscita dallo sbazzatore di dimensioni medie prossime ai 15-20 μm, per gli acciai al solo carbonio, mentre per i microlegati in seguito a ricristallizzazione parziale esiste un'alta dispersione attorno al valor medio.

La laminazione ad elevata temperatura, ha anche benefici effetti sui fenomeni segregativi del carbonio, siano essi macrosegregativi (legati a variazioni di concentrazione tra un punto e l'altro della bramma) che microsegregativi (legati a variazione di concentrazione tra bordo e centro di uno stesso grano).

Il grafico di Fig.24 evidenzia la variazione percentuale della concentrazione del carbonio tra bordo e centro nella laminazione di una bramma dello spessore iniziale di 60 mm.

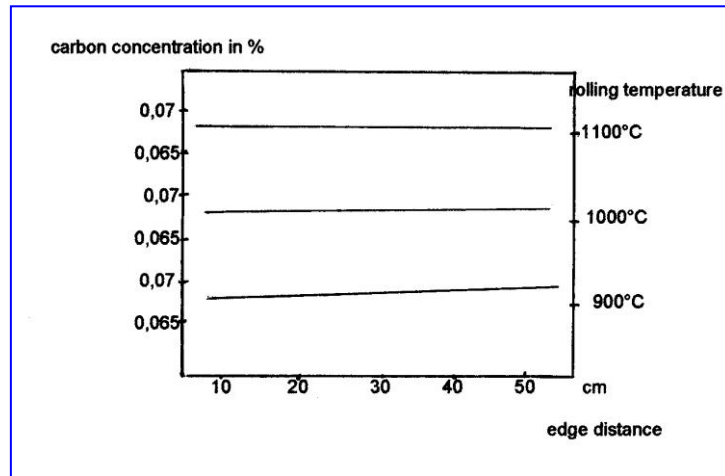
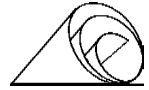


Fig. 24 - Variazione della concentrazione di carbonio tra bordo e centro in funzione temperatura di laminazione

Dall'osservazione si può notare come all'aumentare della temperatura di laminazione, grazie ai maggiori fenomeni diffusivi allo stato solido, si abbia un minore effetto segregativo con tendenza all'uniformità nella distribuzione di carbonio tra bordo e centro.

Altro parametro importante ai fini dell'influenza sulle caratteristiche del prodotto è rappresentato dalla velocità di colaggio; se da un lato un elevato valore riduce il tempo di permanenza della bramma in fase di laminazione tra una gabbia e la successiva con limitazione della possibilità di ricristallizzazione, d'altro canto si ha un incremento della temperatura stessa di inizio laminazione che facilita la ricristallizzazione per cui i due fenomeni tendono a controbilanciarsi.

In Fig. 25 è riportata l'influenza della velocità di colaggio sulla percentuale di ricristallizzazione per un acciaio con 0,05% di C per una temperatura di inizio laminazione di 1100°C.

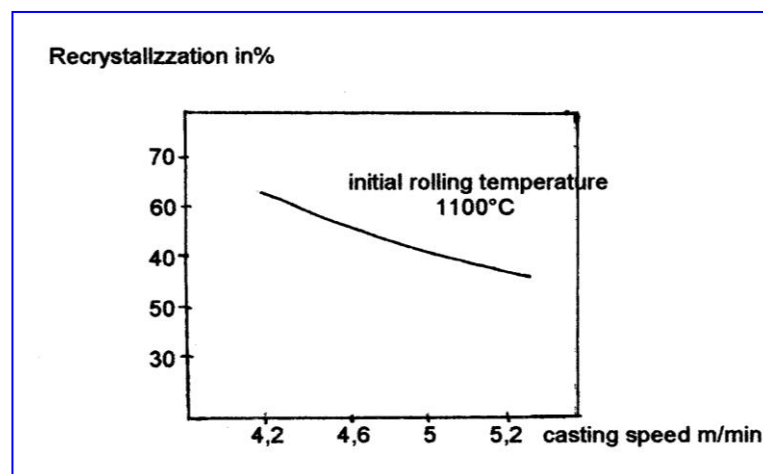
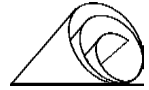


Fig. 25 - Influenza della velocità di colaggio su ricristallizzazione percentuale.



Nel successivo (Fig. 26), è invece evidenziata l'influenza della temperatura di inizio laminazione sulla ricristallizzazione con una velocità di colaggio di 5 m/min.

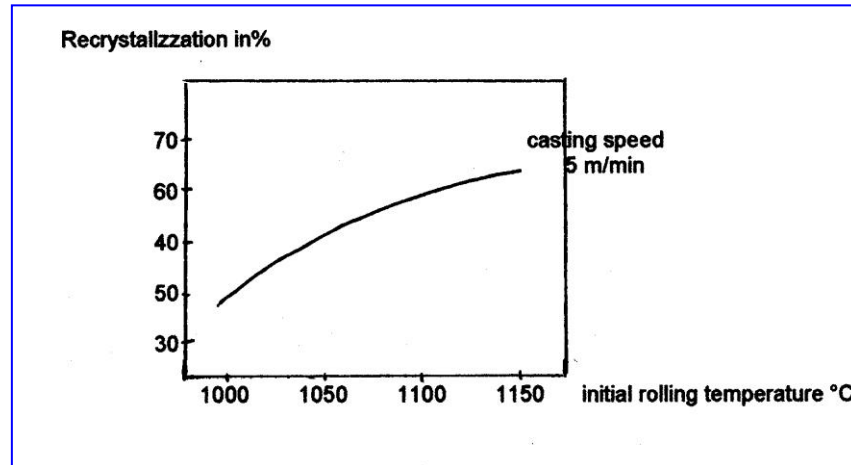


Fig. 26 - Influenza temperatura di inizio laminazione su ricristallizzazione percentuale

La laminazione ad elevata temperatura ha anche degli effetti positivi in termini di controllo del profilo longitudinale e trasversale del prodotto sbozzato (transfer bar) e di conseguenza del prodotto finito (nastro finito). I diagrammi successivi (Figg. 27 e 28) riportano rispettivamente il profilo longitudinale e trasversale di una barra da 13.5mm all'uscita dallo sbozzatore e di un nastro da 1 millimetro di spessore prodotto con uno sbozzato simile.

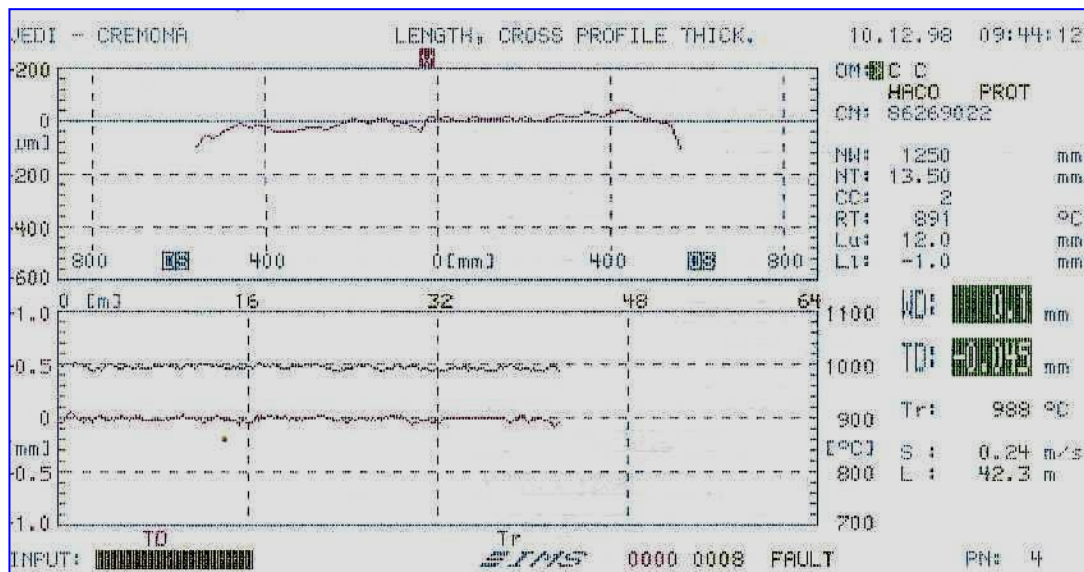


Fig. 27 - Profilo longitudinale e trasversale di una barra da 1250 x 13,5mm

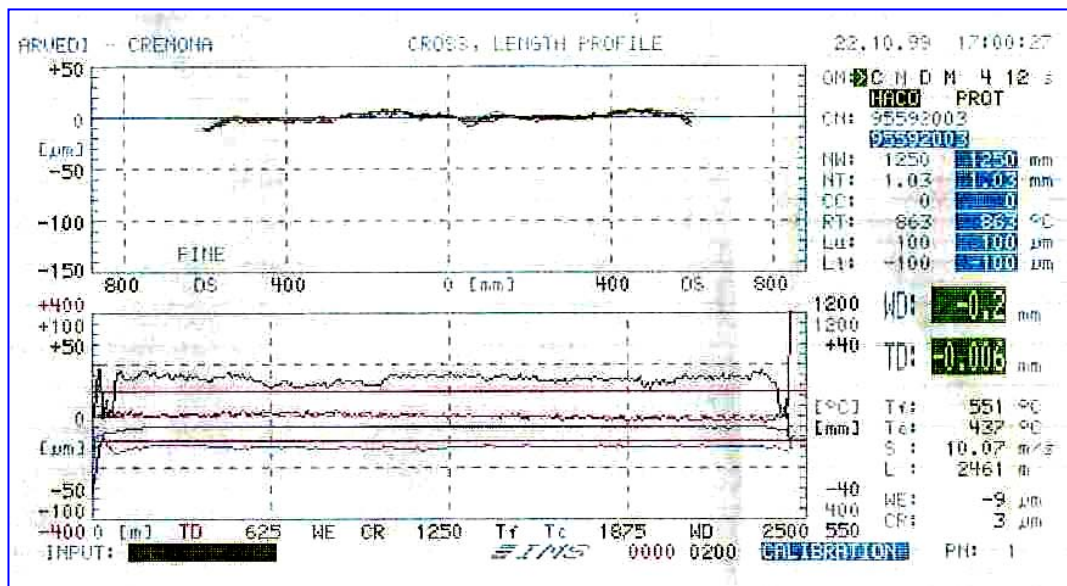
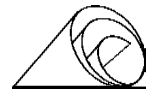


Figura 28 - Profilo longitudinale e trasversale di un nastro finito da 1250 x 1,0mm

Il buon controllo della geometria del profilo consente di entrare al finitore con caratteristiche ottimali al fine di ottenere nastri in spessore ultrasottile con profilo longitudinale costante e bassi valori di rugosità superficiale.

Il controllo del profilo è da ascrivere all'alta temperatura del materiale ed al basso valore del rapporto spessore/larghezza della bramma che aumentano la deformabilità dello stesso.

In relazione a quest'ultimo parametro sono di seguito riportati dei diagrammi (Figg. 29-30) che esprimono i valori di rugosità superficiale Ra riscontrati su bramme per diversi valori del rapporto spessore/larghezza in ingresso e diverse temperature di inizio laminazione.

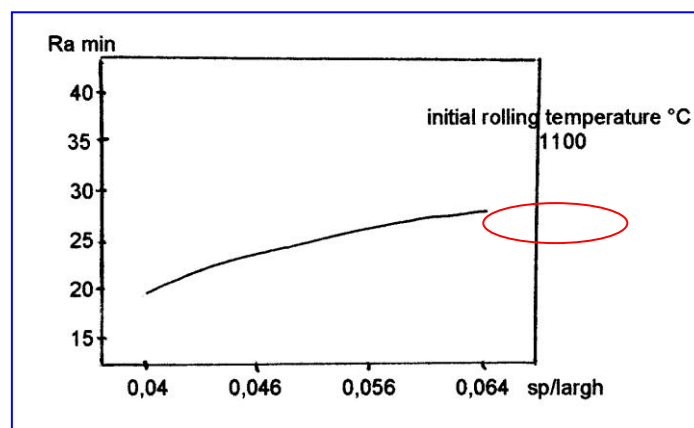


Fig. 29 - Valori di Ra/min per diversi valori di sp/largh

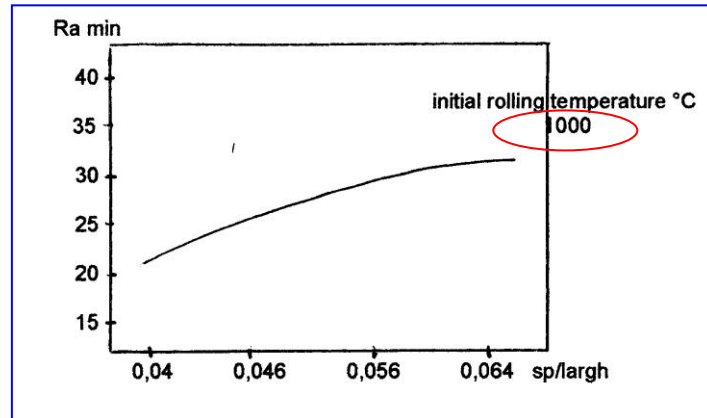


Figura 30 - Valori di Ra/min per diversi valori di sp/largh

A conclusione si può affermare che il processo di sbazzatura in utilizzo nell'impianto ISP in relazione alle caratteristiche peculiari di elevata temperatura di laminazione, di tassi di riduzione relativamente elevati conduce in termini microstrutturali ad un affinamento del grano derivante dalla liquid core reduction, ad una limitazione dei fenomeni di segregazione assiale del carbonio e per il basso valore del rapporto spessore/larghezza della bramma ad un migliore profilo longitudinale e trasversale in uscita.



ANALISI TECNOLOGICA

Le gabbie del cast-rolling sono una particolarità di questo impianto, ma certamente svolgono un ruolo fondamentale per migliorare la qualità e le prestazioni generali del sistema.

Attraverso dei pirometri ottici è stato possibile misurare le temperature di esercizio ed in base alla simulazione termica si è potuti risalire, attraverso il modello termico utilizzato per la lingottiera, alla distribuzione interna delle temperature.

La particolarità dell' HRM (o Cast-rolling) è certo legata al fatto che esso si configura come una laminazione a caldo in linea con il raffreddamento secondario per la solidificazione della bramma sottile.

Nella zona di cast-rolling le tre gabbie variano progressivamente lo spessore del solidificato 50 mm x 1250 mm per ridurlo di spessore.

La simulazione è stata svolta con la seguente sequenza di riduzione:

prima gabbia	50 mm-32 mm	velocità in uscita	0,11 m/s
seconda gabbia	32 mm- 21 mm	velocità in uscita	0,18 m/s
terza gabbia	21 mm-16 mm	velocità in uscita	0,29 m/s

La temperatura rilevata sulla superficie e al centro della barra risulta pari a:

Prima gabbia	superficie	1074°C	centro 1220°C
Seconda gabbia	superficie	1020°C	centro 1190°C
Terza gabbia	superficie	980°C	centro 1127°C



In figura 31 sono mostrate le variazioni di temperature in corrispondenza di ciascuna delle tre gabbie mentre in Tabella 3.1 è mostrata la variazione di temperatura a centro e a cuore della bramma dalla prima gabbia di cast rolling al punto di minima temperatura prima del forno ad induzione.

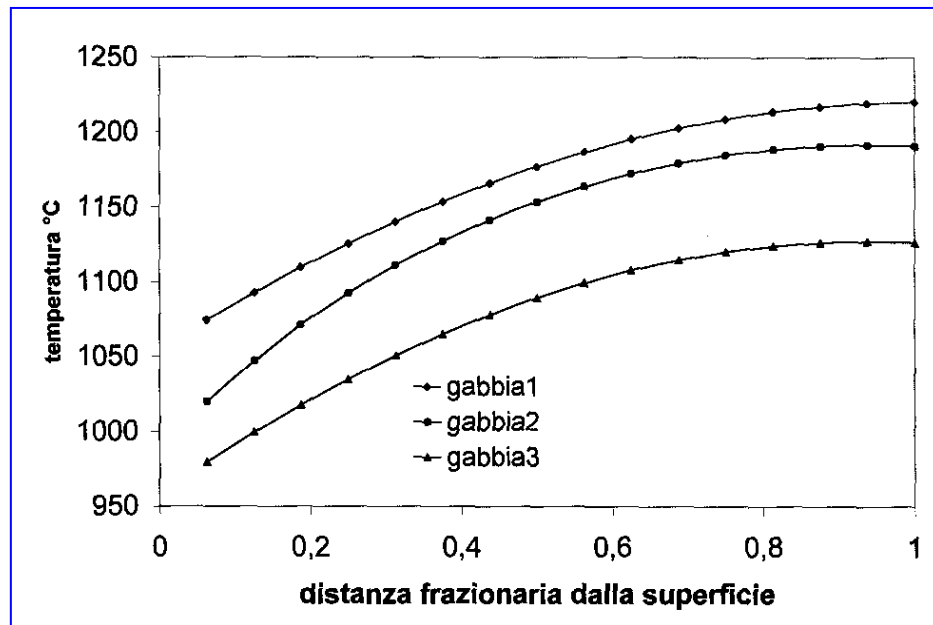
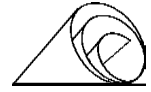


Fig. 31- Distribuzione della temperatura all'interno della bramma in corrispondenza di ciascuna delle tre gabbie di cast-rolling.

La deformazione totale imposta ed il tasso di deformazione risultano:

Prima gabbia	deformazione totale	-0,44	tasso di deformazione $-1,15 \text{ s}^{-1}$
Seconda gabbia	deformazione totale	-0,42	tasso di deformazione $-1,39 \text{ s}^{-1}$
Terza gabbia	deformazione totale	-0,27	tasso di deformazione $-1,15 \text{ s}^{-1}$



Attraverso il classico approccio basato su un modello pseudo-fisico è possibile determinare l'insorgere dei processi di ricristallizzazione statica e dinamica.

La formula:

$$t_{0.5} = A \cdot \varepsilon^{-p} \cdot \dot{\varepsilon}^{-q} \cdot d_0^m \cdot e^{Q/RT}$$

dove

A, p, q sono costanti proprie del materiale

Q è l'energia di attivazione del processo di ricristallizzazione

T è la temperatura di trattamento in K

D_0 è dimensione del grano iniziale

ε è la deformazione totale imposta

$\dot{\varepsilon}$ è la velocità di deformazione

indica il tempo necessario affinché si possa produrre una ricristallizzazione del 50% della struttura.

$$\dot{\varepsilon} = v \cdot \left(\frac{1}{R_c \cdot (h_0 - h_f)} \right) \cdot \ln \frac{h_0}{h_f}$$

dove

h_0 è lo spessore iniziale del semilavorato

h_f è lo spessore finale del semilavorato

v velocità di avanzamento

R_c raggio del cilindro di laminazione.

Queste relazioni sintetizzano l'importanza di ciascuno dei parametri di influenza.

Posto che per gli acciai le costanti caratterizzanti gli acciai a basso carbonio sono $q = 0,1 \div 0,2$ carbonio, $m = 2$, A è dell'ordine 10^{-18} , $Q = 230$ kJ/mol, $p = 2,5$, d_0 può essere supposta pari a $600 \mu\text{m}$ all'ingresso della prima gabbia, mentre per le due successive gabbie si è scelto per d_0 un valore pari a $100 \mu\text{m}$. Tale accorgimento è stato adottato poiché i dati confermano l'insorgenza della ricristallizzazione già dopo la prima gabbia.

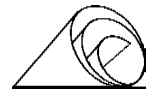


Tabella 3.I: Tempi in sec. per la ricristallizzazione del 50% della struttura

	superficie	Cuore
1° gabbia	9,93 s	0,59 s
2° gabbia	1,05 s	0,031 s
3° gabbia	8,35 s	0,31 s

Si può concludere che il processo di ricristallizzazione statica ha luogo tendenzialmente solo negli strati superficiali della prima gabbia e sugli strati superficiali (fino a circa $\frac{1}{4}$ della sezione) in uscita dalla terza gabbia, mentre nelle altre zone ha luogo un processo di ricristallizzazione dinamica.

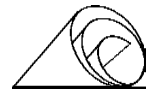
La successiva permanenza e nuovo riscaldamento nel forno ad induzione consentono il sicuro completamento del processo di ricristallizzazione già prima dell'avvolgimento nel forno Cremona.

Il forno ad induzione attraverso il nuovo riscaldamento ovvia alla discesa di temperatura che interessa il semilavorato in uscita dalla terza gabbia. Il riscaldamento si rende quindi necessario per dar modo al processo di ricristallizzazione di esplicarsi completamente in breve tempo.

Una volta terminato il processo di ricristallizzazione i nuovi grani nucleati cominciano ad aumentare di dimensione e a produrre l'ingrossamento del grano che giunge così addolcito al forno Cremona dove subirà un ulteriore addolcimento.

Si è valutata attraverso il metodo di McQuaid l'insorgenza del fenomeno di ricristallizzazione producendo una precipitazione di carburi al bordo dei precedenti grani austenitici, attraverso la combinazione del carbonio con elementi precedentemente segregati al bordo dei grani stessi.

L'esame della struttura evidenziata ha indicato un significativo grado di isotropia e di una dimensione media del grano austenitico variabile tra 75 μm e 145 μm .



Quindi il cast-rolling svolge due funzioni fondamentali :

- diminuzione della dimensione geometrica del semilavorato, con diminuzione dell'onere delle gabbie sul treno finitore, che si trovano a lavorare una struttura addolcita anche dal processo di accrescimento successivo alla enucleazione dei grani ricristallizzati;
- pervenimento ad una struttura isotropa, dovuta alla ricristallizzazione. Tale struttura è caratterizzata da migliori proprietà deformative rispetto alla struttura di solidificazione, che risulta fortemente anisotropa, con gran parte dei grani solidificati orientati in direzione $\langle 100 \rangle$ e con inferiori capacità dissipative. La struttura ricristallizzata, invece, dato che è maggiormente isotropa, disordinata, possiede un serbatoio di entropia configurazionale superiore ed in grado di sopportare meglio le lavorazioni successive.

A questo va aggiunto che la ricristallizzazione, dando luogo ad una struttura completamente rigenerata, elimina gli accumuli di dislocazioni che si producono durante il processo deformativo. Così si riduce l'energia accumulata dal materiale e si consente in tal modo allo stesso di poter accumulare energia nei successivi passi di riduzione al finitore, senza giungere ad un prematuro collasso.

La Fig. 32 mostra la microstruttura di un acciaio basso C come si presenta all'uscita della terza gabbia di laminazione del cast-rolling, come si può vedere, i grani ricostruiti attraverso le tracce lasciate dal processo di formazione dei carburi risultano molto uniformi ed equiassici, a conferma dell'energia dissipata.

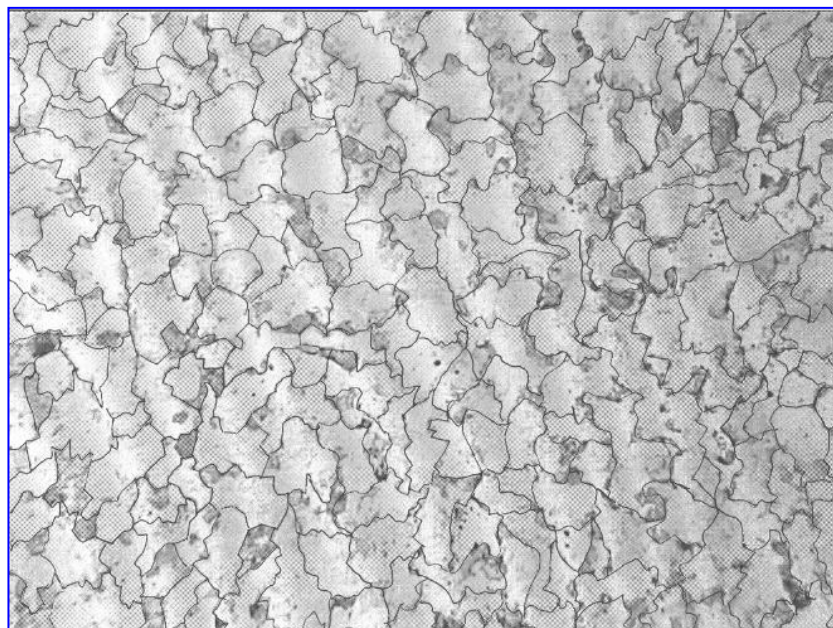


Fig. 32 - Micrografia (200 x) di un campione di acciaio a basso C all'uscita della terza gabbia di laminazione del cast-rolling



14 - FORNO ELETTRICO AD INDUZIONE

VANTAGGI DEL FORNO AD INDUZIONE

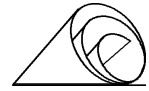
Il forno a induzione nel processo I.S.P. è nato sulla base dell' esperienza positiva presso il tubificio Arvedi (ATA) , utilizzato per riscaldare i tubi da laminare al riduttore a stiramento. In tale impianto, infatti, dopo la sostituzione del vecchio forno a gas con un forno a induzione, si è notato la notevole diversità in termini di flessibilità, di governabilità e di manutenzione che il nuovo sistema di riscaldamento offriva rispetto ai sistemi tradizionali.

Pertanto, a metà degli anni ottanta, quando si è pensato ad un processo innovativo a bramma sottile per la produzione di nastri laminati a caldo, quale era e qual' è l'impianto I.S.P., è venuto spontaneo pensare ad una soluzione simile quando si è trattato di decidere come incrementare la temperatura della bramma (lamiera) dopo la prima fase di sbazzatura.

L' alternativa erano i lunghissimi forni a gas naturale da 250-300 m che, oltre ai problemi di manutenzione e di gestione, comportavano di allungare a dismisura la linea di produzione e di conseguenza l'area coperta con riflessi notevoli sui costi dell' investimento.

I vantaggi che una soluzione simile ha comportato si possono così riassumere:

- **FORNO DI RISCALDO MOLTO COMPATTO** (12m contro i 250-300 m degli altri, questo ha consentito di realizzare in soli 180 m una linea di produzione di nastri a caldo quando negli altri impianti a bramma sottile ne servivano 400-500 m),
- **GRANDE FLESSIBILITÀ NELLA GESTIONE DELLE TEMPERATURE,**
- **RISPARMIO DI ENERGIA, COMPARATA AD ALTRI SISTEMI TRADIZIONALI e a BRAMMA SOTTILE,**
- **NESSUNA NECESSITA' DI RISCALDARE I BORDI DELLA LAMIERA CON SISTEMI ADDIZIONALI (i cosiddetti edgers),**
- **RIDUZIONE DEI COSTI DI INVESTIMENTO** (diretti ed indiretti).



LA FASE SPERIMENTALE

Per la progettazione e la messa a punto di un simile sistema, il primo dedicato al riscaldamento di nastri e lamiera a livello industriale, sono stati necessari studi e simulazioni con modelli matematici appositamente studiati, messi a punto in collaborazione con l' ENEA, la cui competenza nel campo delle metodologie e dei sistemi di misura avanzati ha consentito di valutare l'effetto dei campi magnetici e delle correnti indotte responsabili del riscaldamento della lamiera.

Infatti, era necessario valutare il comportamento dell' induzione magnetica nel campo attorno al punto Curie ($768^{\circ}\text{C} \sim$) e stabilire i limiti dell' intensità e della frequenza delle correnti per evitare archi tra bobina e lamiera e le rifusioni localizzate.

Lo studio delle numerose variabili, alle quali è legato il riscaldamento induttivo, ha richiesto l'applicazione di un modello matematico che integrasse tra loro le leggi fisiche del sistema.

A tale scopo è stato realizzato un modello utilizzando il codice a elementi finiti "ANSYS", composto da oltre 1000 elementi.

La simulazione matematica ha permesso di calcolare i campi elettromagnetici esistenti nei diversi componenti strutturali del forno e, di conseguenza, le correnti indotte nella lamiera ed i fenomeni termici che ne derivano, comprese le fasi di raffreddamento presenti nel passaggio fra i vari induttori e di ottimizzare la frequenza della corrente in funzione della profondità di penetrazione (skin effect), Fig. 1, 2 e 3.

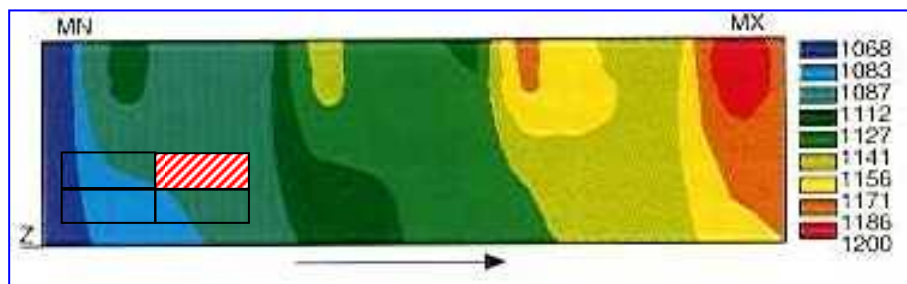


Fig. 1 - Simulazione del riscaldamento della lamiera lungo una sezione longitudinale al passaggio sotto quattro induttori

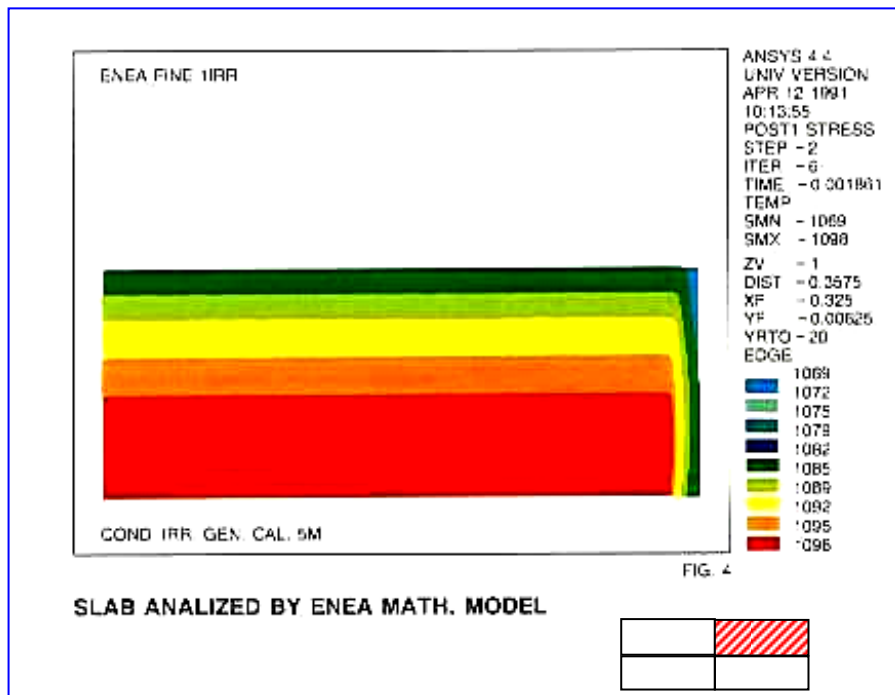
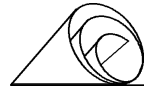


Fig. 2 - Simulazione della temperatura della lamiera con il modello matematico. Come si può vedere la distribuzione è molto omogenea

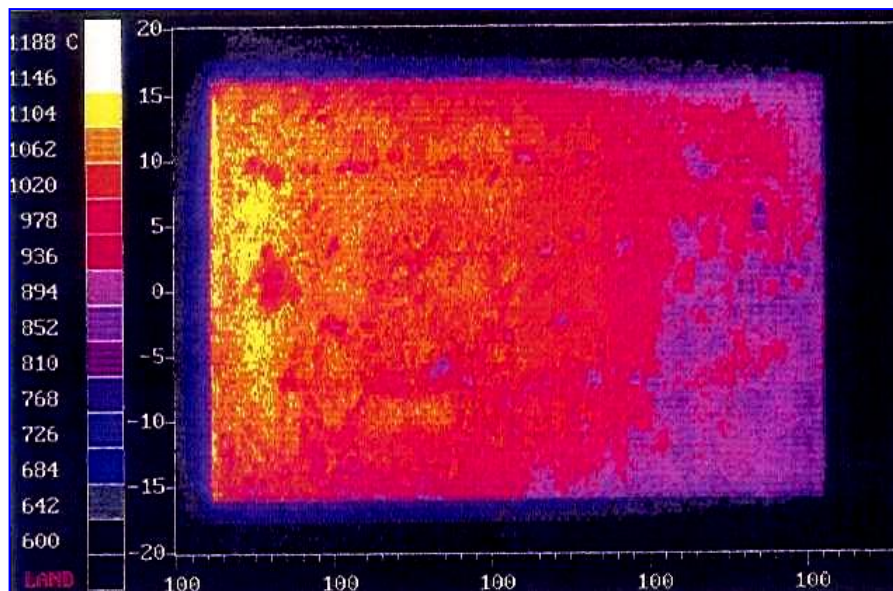
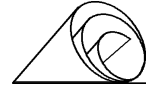


Fig. 3 - Mappatura termica della lamiera



La funzione del forno a induzione nella linea I.S.P. consiste nel far recuperare alla bramma laminata (lamiera) la temperatura persa durante la fase di sbozzatura. Tale funzione viene assolta da 10 zone di riscaldamento mediante induzione magnetica (due bobine per zona), mediante le quali si recuperano circa $250 \div 350^{\circ}\text{C}$ in funzione dello spessore, della larghezza, della velocità e dalla temperatura della lamiera in entrata.

La freccia rossa di Fig. 4 indica la posizione del forno induzione nella linea I.S.P..

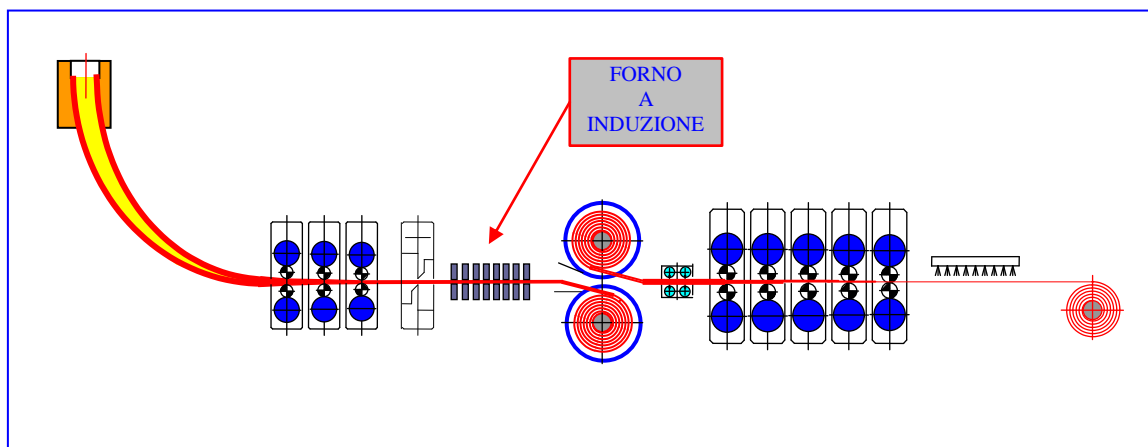


Fig. 4 - Posizione del forno induzione nella linea I.S.P.

L' incremento e l'uniformità della temperatura della lamiera è ottenuta tramite una particolare configurazione degli induttori, che consente la concentrazione del flusso elettromagnetico in funzione della geometria del prodotto da riscaldare.

Il forno ha una lunghezza totale di 12 metri e la potenza installata è di 20 MW, sufficiente per riscaldare lamiere da 13 a 30 mm di spessore e larghe $650 \div 1330$ mm.

Inizialmente lo spessore minimo riscaldabile era di 15 mm, ma con opportune modifiche alle bobine, (riduzione della distanza dalla superficie della lamiera - fill-up), è ora possibile riscaldare spessori di 12, 13 mm e sono allo studio delle ipotesi per scendere fino a 10 mm.

La Fig. 5 mostra una parte del forno induzione durante il riscaldamento di una lamiera.

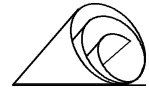


Fig. 5 - Riscaldamento di una lamiera da 15 mm di spessore durante il passaggio al forno a induzione. Configurazione iniziale con 20 convertitori (1992)

Il principio su cui si basa il riscaldamento della lamiera nel forno a induzione, è quello delle correnti indotte o di Foucault. Come è noto al passaggio della corrente nella bobina (corrente alternata) si crea attorno ad essa un campo magnetico proporzionale alla sua intensità. Tale campo magnetico quando a sua volta viene attraversato da un corpo metallico (lamiera), crea su di esso delle correnti indotte che incontrando una resistenza alla loro propagazione lo surriscaldano per effetto Joule. La Fig. 6 mostra il principio su cui si basa il forno a induzione.

Nel riscaldamento a induzione la profondità dello strato riscaldato è inversamente proporzionale alla frequenza della corrente utilizzata, quindi, a elevate frequenze corrispondono spessori riscaldati molto sottili. Dopo varie simulazioni e prove con dei prototipi, è stata scelta una frequenza tale da garantire un trasferimento di energia pari al 63% dell'energia totale indotta nella bobina. Con tale energia, vedere Fig. 7, è possibile riscaldare circa metà dello spessore totale (1/4 sopra e sotto), mentre la zona centrale viene riscaldata con il rimanente 37% e per conducibilità termica. Nella Fig. 8 è riportato lo schema base del forno a induzione.

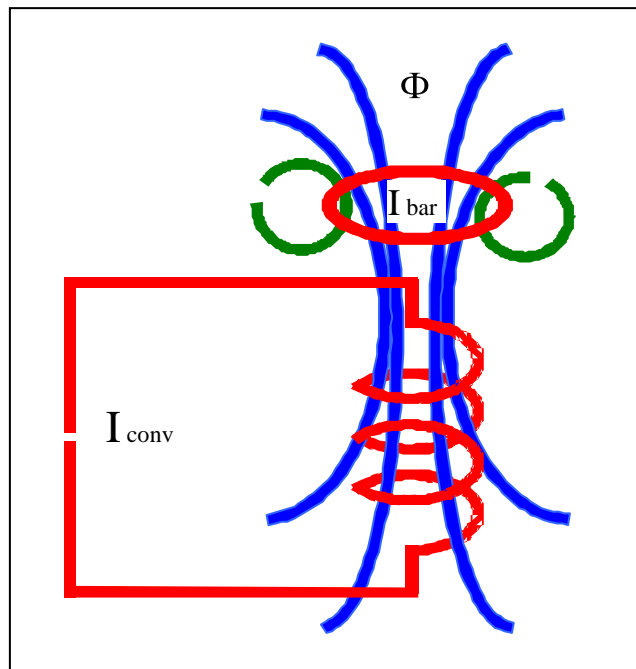
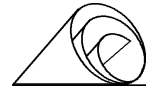


Fig. 6 - Concetto base del riscaldamento applicato al forno a induzione

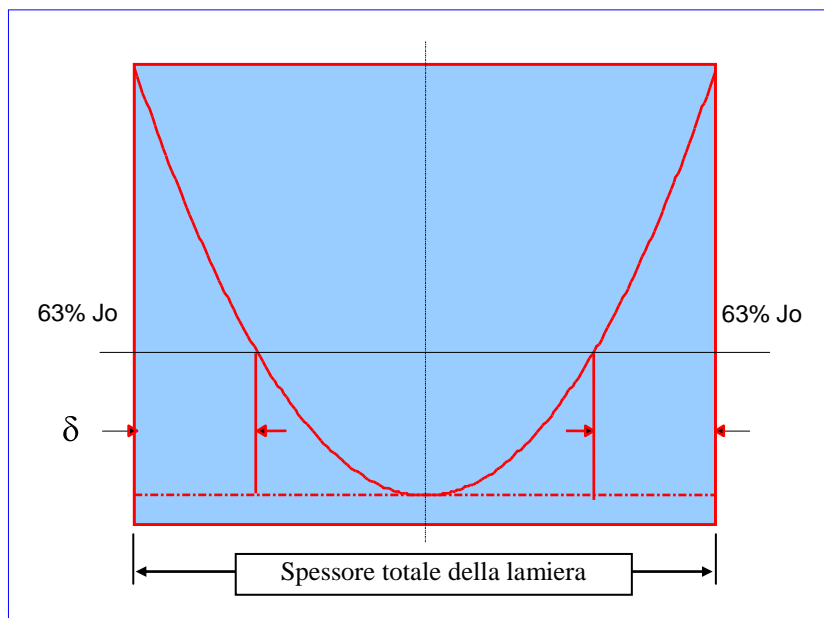


Fig. 7 - Rappresentazione grafica del trasferimento di energia alla lamiera da riscaldare

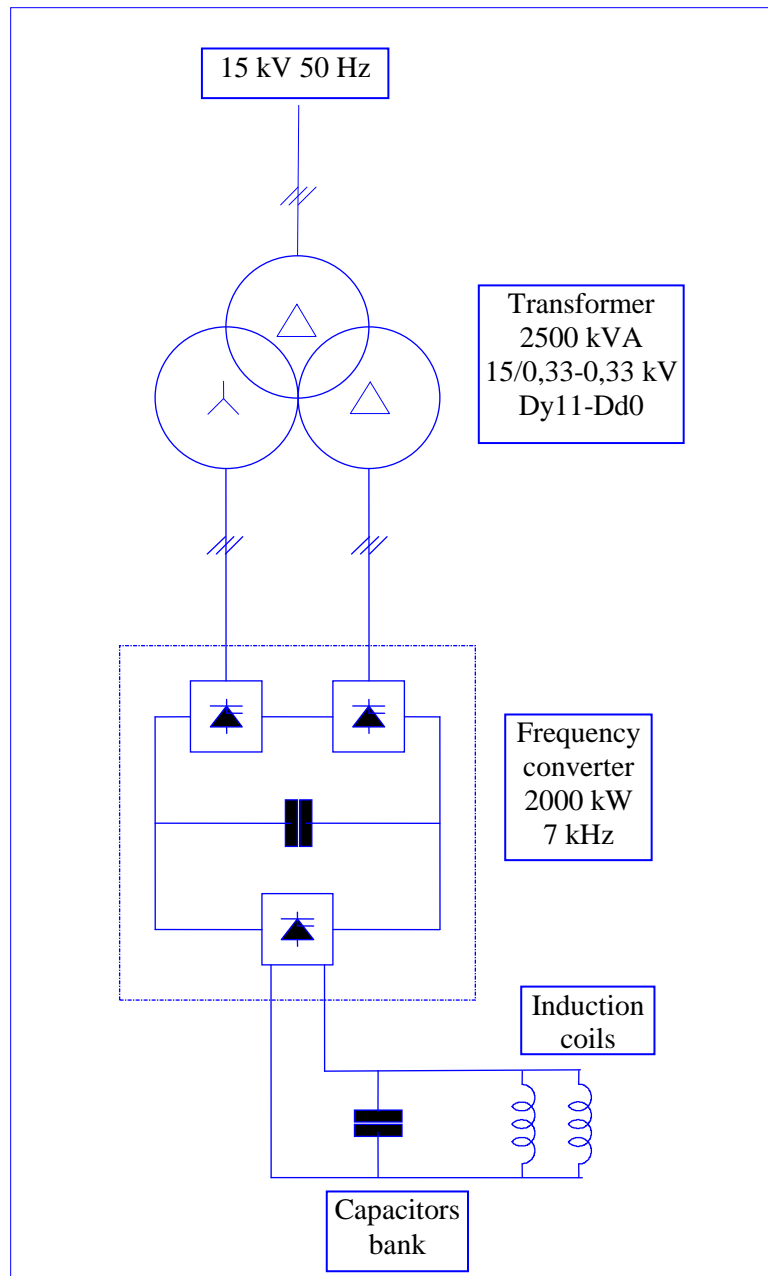
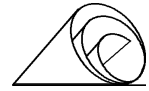
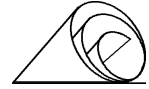


Fig. 8 - Schema elettrico del forno induzione e suoi principali componenti (1992)

- un trasformatore per la linea principale
- un convertitore per fornire una certa frequenza per la bobina
- un banco di condensatori per il circuito oscillante
- una bobina per trasferire energia alla lamiera



Lo sfruttamento industriale del forno induzione ha richiesto la messa a punto di varie condizioni, tra le quali, il maggior riscaldamento delle estremità della lamiera (over-heating).

La testa, perché avvolgendosi sotto i tegoli del mandrino non è irraggiata e quindi rimane più fredda, la coda perché rimane all'esterno del forno Cremona per cui si ha una perdita di calore per irraggiamento.

Nel caso della testa, c'è anche il fatto che il nocciolo del mandrino del forno Cremona è attraversato dall'albero cavo raffreddato ad acqua e quindi è sempre più freddo rispetto ai tegoli.

Opportune modifiche al programma di gestione del forno induzione, hanno consentito di ottimizzare la fase iniziale e finale del riscaldamento con i risultati evidenziati dalla Fig. 9.

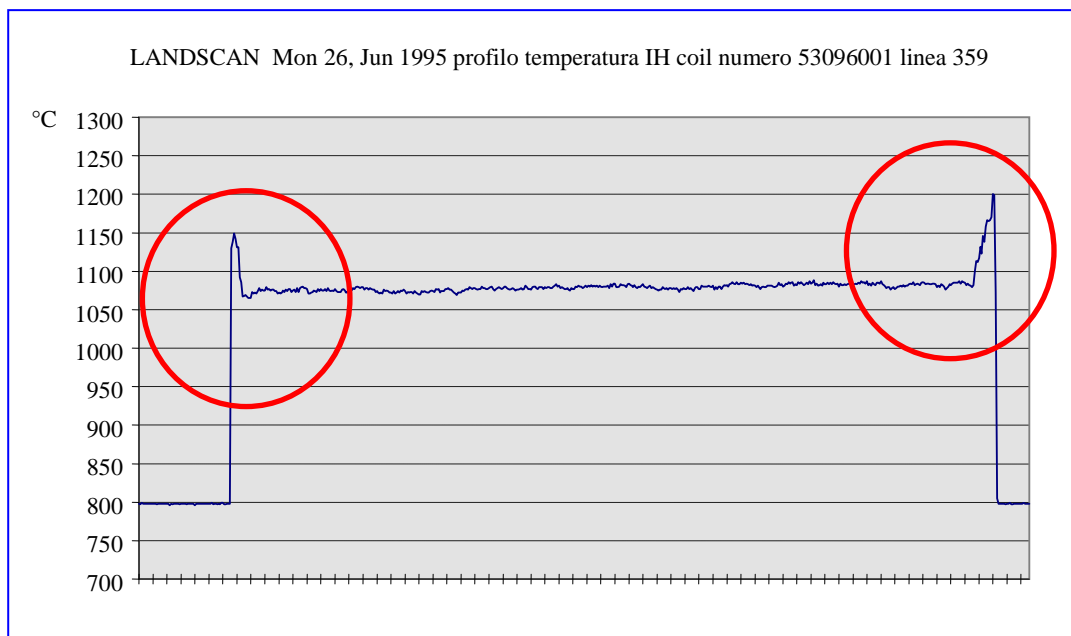
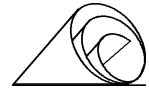


Fig. 9 - Profilo tipico della lamiera con evidenziato il maggior riscaldamento delle due estremità

Il forno a induzione installato sulla linea I.S.P., abbinato alla corretta geometria della barra, consente di produrre senza difficoltà nastri di spessore ultrasottile $\leq 0,1$ mm, con caratteristiche geometriche e meccaniche comparabili a quelle dei nastri laminati a freddo.

Questi risultati sono resi possibili dalla geometria della lamiera che già di per sé è un laminato e dal fatto che detta lamiera è riscaldata uniformemente dall'inizio alla fine con notevoli vantaggi per la ricristallizzazione dell'acciaio.



Quest'ultima condizione in particolare, favorisce la deformabilità del materiale nella successiva fase di laminazione consentendo di raggiungere spessori molto sottili con le caratteristiche di cui sopra. Infatti, contrariamente ai processi tradizionali o a bramma sottile senza sbozzatore, le cui bramme entrano nel laminatoio con la struttura di prima solidificazione, nel caso dell'I.S.P. la struttura primaria è già frantumata dalla fase di sbozzatura a monte e poi completamente ricristallizzata dal riscaldamento nel forno a induzione, e questo non può che favorire la deformabilità del materiale, tanto da consentire l'utilizzo del prodotto finale in settori fino ad oggi appannaggio del solo nastro laminato a freddo.

Nella Fig. 10 sono riportati gli schizzi delle macrostrutture delle bramme o degli sbozzati in entrata al laminatoio finitore, in funzione del processo di produzione.

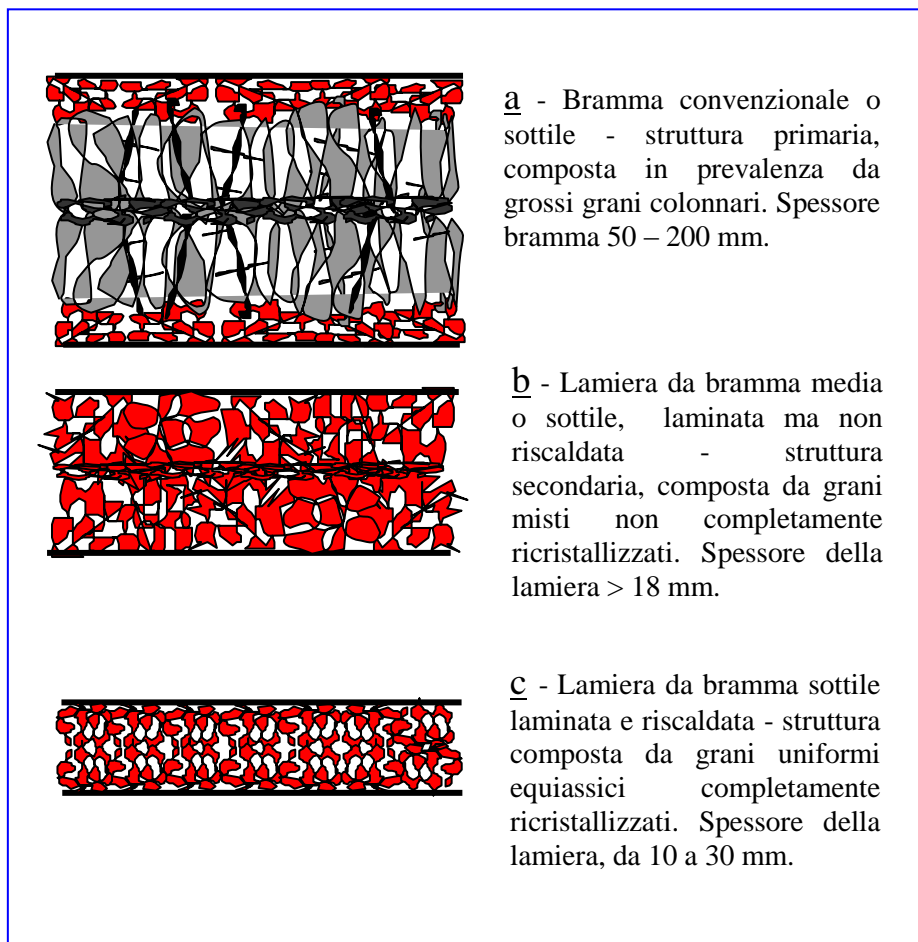
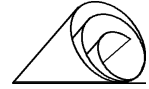


Fig. 10 - macrostruttura di: (a) bramma convenzionale o sottile, (b) bramma media o sottile laminata ma non riscaldata, (c) bramma sottile laminata e riscaldata



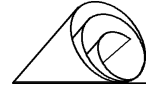
IL FORNO AD INDUZIONE PER LA BARRA DA 13,5 mm

All'inizio del 1997, sulla base dei risultati conseguiti in termini di spessore finale del nastro già prossimo al millimetro, si è ravvisata la necessità di ridurre la barra di entrata al laminatoio finitore da 15 a 13,5 mm, se si voleva produrre nastri da 1mm di spessore con una certa affidabilità. Questo però, comportava una certa perdita di potenza del forno induzione e quindi di riscaldamento della barra alla quale si è fatto fronte incrementando la tensione da 1250 a 1350V guadagnando un 10% sull'energia erogata.

Tuttavia questa condizione, richiedeva un'accurata gestione della potenza erogata, non fattibile con il sistema di controllo in uso, si è pensato perciò di introdurre un modello matematico che fosse in grado di contenere la potenza erogata entro una banda molto ristretta tale da garantire una maggiore uniformità termica della barra, necessaria per produrre i nastri ultrasottili su base industriale.

Tale modello è stato impostato seguendo alcune linee guida di termoregolazione come di seguito riportato:

- implementare un modello matematico in grado di descrivere contemporaneamente il processo di riscaldamento e il suo raffreddamento per irraggiamento;
- essendo il forno diviso in 10 zone uguali, per mediare gli effetti della compensazione delle perdite per irraggiamento, i salti termici ottenuti devono essere inversamente proporzionali alla reale lunghezza delle varie zone;
- implementare una funzione di retroazione per compensare gli errori del modello di calcolo (dovuti in prevalenza alle diverse caratteristiche intrinseche dei vari materiali) che causano una differenza tra la temperatura prevista all'uscita del 5° convertitore ed il valore misurato. Tale funzione deve compensare anche i convertitori successivi.
- prevedere correzioni in avanti della temperatura per compensare situazioni transitorie all'uscita del 5°, 7° e 9° convertitore;
- adattare la regolazione tra un coil e l'altro (coil to coil adaption);
- formulare una regola per concatenare la temperatura di ingresso con quella di uscita e quella desiderata a metà forno;
- vincolare il più possibile l'erogazione di potenza dei convertitori al modello matematico e adattarla con la sola misura di temperatura al 5° convertitore;
- passare ad un controllo in anello chiuso dei convertitori per gestire effettivamente la potenza erogata e variare la tensione in media frequenza che alimenta gli induttori per trovare la potenza richiesta dal calcolo del modello matematico.



DEFINIZIONE DEL MODELLO MATEMATICO

Il calcolo della potenza necessaria per generare un certo ΔT richiesto è rappresentato dalla formula:

$$Pot[kW] = \frac{\Delta T[^\circ C] * C_{sY} \left[\frac{W \text{ sec}}{m^3 C} \right] * \frac{L_{arg}[mm]}{1000} * \frac{Spes[mm]}{1000} * Vel[m / \text{min}]}{\eta * 1000 * 60}$$

dove:

- C_{sY} è il calore specifico per unità di volume del materiale così linearizzato;

$$C_{sY} \left[\frac{W \text{ sec}}{m^3 \text{ } ^\circ C} \right] = 5269778 - 126,12 * T[^\circ C]$$

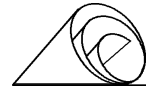
- η è il rendimento del fenomeno di trasferimento dell'energia tipico del convertitore in funzione dello spessore della barra da riscaldare e della geometria degli induttori.

Parallelamente al processo di riscaldamento della barra evolve un processo di raffreddamento dovuto all'energia persa per irraggiamento verso l'ambiente circostante. Tale fenomeno è governato dalla nota legge di *Stephan Boltzmann* rappresentata dalla formula:

$$Pot_{irr}[kW] = \frac{\epsilon * boltz}{\eta * 1000} * \left(T_{barra} + 273 \right)^4 - \left(T_{sup} + 273 \right)^4 * S \left[m^2 \right]$$

dove:

- η è il rendimento del fenomeno di trasferimento dell'energia dal convertitore alla barra in funzione dello spessore (per il forno I.S.P. si utilizza la funzione di seguito indicata;
- ε è il valore di emissività del materiale (per l'acciaio a circa 1000°C vale 0,85);
- T_{sup} è la temperatura dell'ambiente verso cui la barra perde temperatura per irraggiamento e tiene conto dell'interno delle bobine e della pannellatura coibentante;
- Boltz è la costante di S. Boltzmann che vale 5,67*10⁻⁸ [W/(°C⁴*m²)]
- S è la superficie del tratto di barra preso in considerazione e dipende dalla geometria del materiale (larghezza e spessore) e dal tratto di forno che si modella (il forno a induzione è suddiviso in 10 zone di uguale lunghezza, 1536 mm, in modo da mediare gli effetti della compensazione delle perdite per irraggiamento).



Per generare il ΔT richiesto è necessario sommare i due contributi di potenza

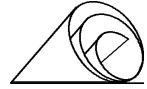
$$Pot_{er}[Kw]=Pot[Kw]+Pot_{irr}[Kw]$$

PARAMETRI DEL MODELLO MATEMATICO

Spes	spessore della barra in riscaldamento
eps_n	coefficiente di emissività ϵ relativo al convertitore n
eta_n	rendimento del convertitore n
Temp_in	temperatura ingresso forno induzione
delta_n	incremento di temperatura richiesto al convertitore n
T_sup_n	temperatura media dell'ambiente in cui irraggia la barra al convertitore n
Lung_n	lunghezza della zona coperta dal modello del convertitore n

eps_1	0,85	Tsup-1	=Temp_in320
eps_2	0,85	Tsup-2	=Tsup-1+delta_2*1.2
eps_3	0,85	Tsup-3	=Tsup-2+delta_3*1.2
eps_4	0,85	Tsup-4	=Tsup-3+delta_4*1.2
eps_5	0,85	Tsup-5	=Tsup-4+delta_5*1.2
eps_6	0,85	Tsup-6 (*)	=Tsup-5+delta_6*1.2+120
eps_7	0,85	Tsup-7 (*)	=Tsup-6+delta_7*1.2
eps_8	0,85	Tsup-8	=Tsup-7+delta_8*1.2+120
eps_9	0,85	Tsup-9	=Tsup-8+delta_9*1.2
eps_10	0,85	Tsup-10	=Tsup-9
eps_1	Vedi grafico sottostante	Tsup-1	1536
eps_2	=eta_1	Tsup-2	1536
eps_3	=eta_1	Tsup-3	1536
eps_4	=eta_1	Tsup-4	1536
eps_5	=eta_1	Tsup-5	1536
eps_6	=eta_1	Tsup-6	1536
eps_7	=eta_1	Tsup-7	1536
eps_8	=eta_1	Tsup-8	1536
eps_9	=eta_1	Tsup-9	1536
eps_10	=eta_1	Tsup-10	1536

(*) Considerando la superficie verso cui la barra irraggia più fredda di 120°C, si modella la presenza del pinch-roll dopo il convertitore 6.



Nel grafico di Fig. 11 è riportato il rendimento *eta* (ϵ) dei convertitori in funzione dello spessore della barra da riscaldare.

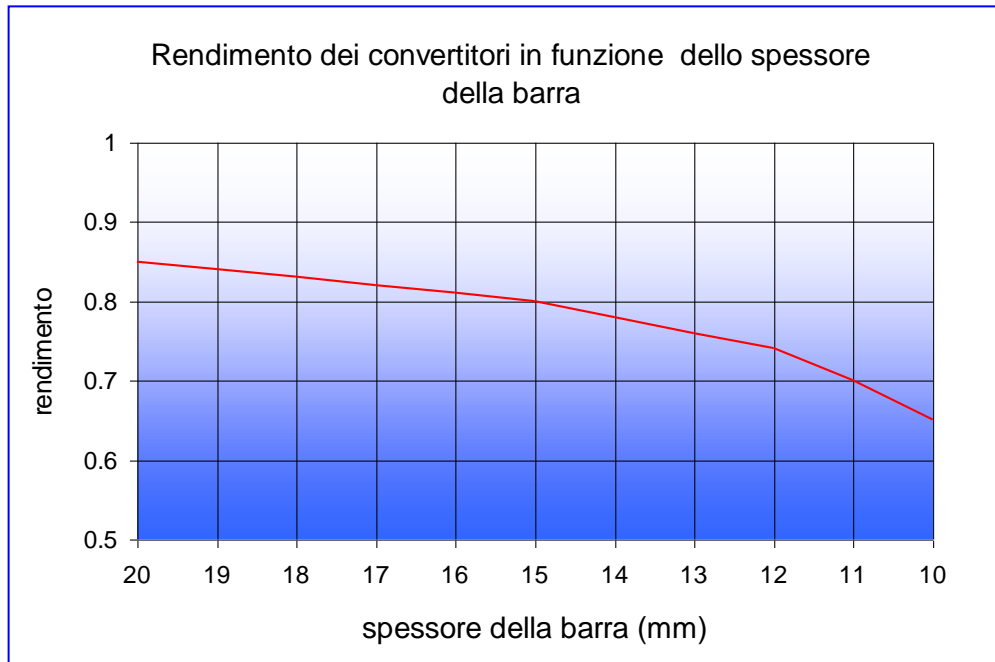


Fig. 11- Curva del rendimento dei convertitori in funzione dello spessore della barra da riscaldare

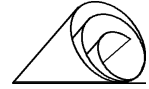
REGOLAZIONE

Come già espresso, la filosofia di conduzione del forno a induzione è quella d'impostare un'erogazione di potenza dei convertitori vincolata, il più possibile, al modello matematico e adattata solo dal controllo a metà forno, condizione che permette la ripetibilità delle modalità di riscaldamento necessarie per mantenere gli standard produttivi.

Per gestire effettivamente la potenza erogata, si è passati ad un controllo in anello chiuso dei convertitori, variando la tensione in media frequenza (VMF) che alimenta gli induttori, in modo che la misura della potenza erogata sia uguale a quella richiesta dal modello di calcolo.

Generazione degli incrementi di temperatura ai vari convertitori

Per questo scopo, è stata formulata una regola per concatenare la temperatura d'ingresso alla temperatura di uscita e alla temperatura desiderata a metà forno. Sulla base di queste temperature si genera la serie di **delta_n** per gli incrementi di temperatura ai vari convertitori, come di seguito riportato.



delta_n	incremento di temperatura richiesto al convertitore n ,
Temp_in	temperatura ingresso forno,
Temp_out_5	temperatura desiderata in uscita al 5° convertitore (metà forno),
Temp_rif	temperatura desiderata all'uscita del forno.

Attualmente gl'incrementi di temperatura sono così definiti:

delta_1	$=((Temp_rif+Temp_out-Temp_in)/5)$
delta_2	$=((Temp_rif+Temp_out-Temp_in)/5)$
delta_3	$=((Temp_rif+Temp_out-Temp_in)/5)$
delta_4	$=((Temp_rif+Temp_out-Temp_in)/5)$
delta_5	$=((Temp_rif+Temp_out-Temp_in)/5)$
delta_6	$=((-Temp_out))/5$
delta_7	$=((-Temp_out))/5$
delta_8	$=((-Temp_out))/5$
delta_9	$=((-Temp_out))/5$
delta_10	$=((-Temp_out))/5$

Funzione di "feed-back" e di "coil to coil adaption"

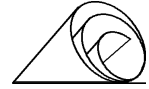
Se la misura media di temperatura in uscita del quinto convertitore è significativa (si realizza una logica di validazione della misura utilizzando una funzione di memorizzazione di temperatura di picco (peek-peaker) con una profondità di lettura nel tempo funzione della qualità del materiale), si compensa la differenza tra valore impostato e temperatura misurata agendo sul calcolo della potenza da erogare. Questo controllo viene eseguito ciclicamente e considera significativamente differenze di temperatura superiori ai 5°C.

Le adattazioni determinate per un coil vengono riportate percentualmente come dato iniziale al coil successivo (funzione *coil to coil*).

Funzione di " feed-forward "

Rapportando il valore della regolazione di *feed-back* al 5° convertitore all'incremento di temperatura dei convertitori successivi, si compensano gli errori di modellizzazione.

Si mantiene inoltre l'esistente regolazione in avanti, tipica del precedente modo di regolazione, principalmente utilizzata per compensare i transitori (la regolazione in *feed-back* per avere effetto deve aspettare il fluire del materiale e ciò penalizza la costanza del profilo termico).



A seguito dei buoni risultati ottenuti con l'ottimizzazione del forno induzione, controllato mediante il modello matematico, e dell'intera linea I.S.P., è andata sempre più aumentando la produzione di nastri ultrasottili $\leq 1,0$ mm di spessore.

La produzione a livello industriale di questi nastri ha evidenziato che le condizioni per ottenere un buon prodotto erano di entrare al laminatoio finitore con una barra termicamente omogenea, in particolare con un ΔT minimo tra la temperatura superficiale e quella interna della barra.

Si è pensato quindi di ridurre al minimo la perdita di temperatura per irraggiamento durante la fase di riscaldamento della barra in due modi:

1. ridurre al minimo la lunghezza del forno induzione,
2. concentrare il forno il più possibile a ridosso del forno di equalizzazione (Cremona box).

GLI INDUTTORI DA 2MW

A fine 1999 è stato varato un programma di ricerca con lo scopo di raggiungere i suddetti obiettivi.

Per conseguire questo risultato, si è deciso di studiare l'industrializzazione dell'erogazione di 2000 kW con un solo induttore, utilizzando uno dei convertitori di potenza esistenti, il n° 1. Tale condizione è stata raggiunta alimentando l'induttore con una tensione più elevata mediante l'inserimento di un trasformatore di media frequenza, in grado di elevare la tensione erogata dal convertitore da 1250 a 2000 V.

Per non alterare il riscaldamento della barra, strettamente legato alla frequenza e alla profondità di penetrazione della corrente nel materiale e per adattare il sistema alle nuove tensioni di lavoro, è stato riconfigurato anche il banco dei condensatori.

Si è così ottenuta una nuova configurazione con il convertitore da 2000 kW collegato ad un solo induttore anziché due e con un trasformatore tra convertitore e condensatori, come evidenziato in Fig. 12.

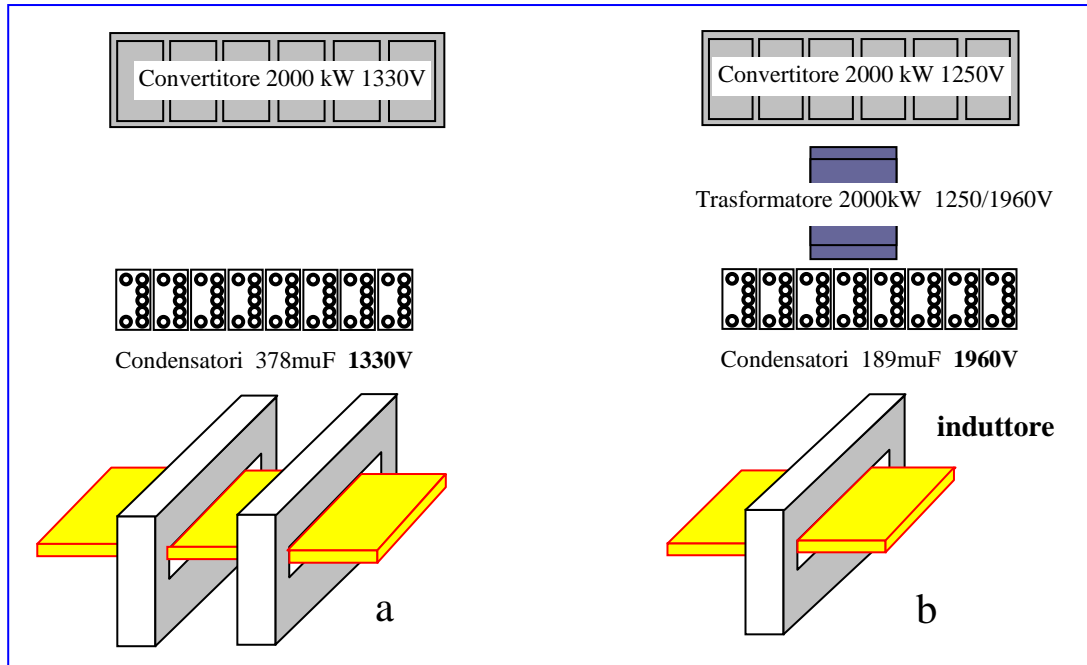
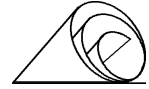
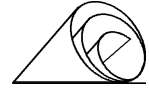


Fig. 12 - Rappresentazione della configurazione base del convertitore 1(a) e della nuova di prova(b)

I primi test eseguiti a fine Luglio 99 e proseguiti fino a metà Ottobre con barre nella gamma di spessori da 13,5 a 19 mm, non hanno evidenziato problemi di funzionamento a carico del convertitore di potenza, anzi, a seguito dell'introduzione del trasformatore, non ha subito danneggiamenti neanche a fronte dei seguenti incidenti:

- perdita di acqua sul circuito di raffreddamento del pinch-roll d'ingresso con conseguente versamento di acqua sulle bandelle di alimentazione dell'induttore (dopo aver asciugato le bandelle il convertitore è ripartito senza ulteriori danneggiamenti),
- perdita di olio isolante dal condensatore di Media Frequenza con conseguente cortocircuito del condensatore stesso (anche in questo caso il convertitore non ha subito danni ed è ripartito normalmente dopo aver eliminato il guasto).



In sintesi, i test con la nuova configurazione convertitore-trasformatore-induttore hanno evidenziato una serie di aspetti favorevoli che elenchiamo nel seguito:

1. l'erogazione di 2000 kW con un solo induttore è un processo affidabile che non comporta l'utilizzo di nessun componente in condizioni limite,
2. l'attuale metodo di costruzione degli induttori ne consente l'utilizzo a 2000 V senza degradarne le performance di durata,
3. il convertitore ritorna ad operare alla tensione di esercizio prevista in origine con conseguente aumento dei margini di sicurezza (la tensione di lavoro era stata portata da 1250 V a 1350 V per recuperare un 10% dell'energia erogata sulla barra da 13,5 mm di spessore),
4. l'inserimento di un trasformatore tra convertitore ed induttore, con l'effetto di limitare i transitori di corrente, aumenta la robustezza del convertitore nel caso di cortocircuiti sui componenti bagnati (induttori, lamelle e condensatori),
5. riducendo la lunghezza della parte riscaldante del forno automaticamente si riducono le perdite di temperatura per irraggiamento.
6. è possibile ridurre di circa il 50% lo spazio occupato dal forno induzione(da 12 a 6-8 m),
7. si aumenta del 7-8% la potenza erogabile sulla gamma di spessori inferiore a 15 mm,

Sulla base dei risultati positivi ottenuti con i test effettuati a partire dal 1999, nel mese di Agosto 2000 il forno induzione è stato modificato nella prima e nell'ultima zona.

Inizialmente si era pensato di compattare tutto il forno più a valle coibentando la parte che rimaneva senza riscaldamento, ma un'attenta analisi della situazione termica ha consigliato di lasciare almeno un induttore all'inizio, collegato secondo la nuova configurazione come indicato in Fig. 12b, per evitare perdite di temperatura specialmente nel caso di partenze con linea fredda oppure con acciai particolarmente refrattari, nel qual caso la temperatura si sarebbe trovata prossima al punto Curie (760° C) condizionando il riscaldamento della barra.

Si è preferito perciò mantenere un solo induttore nella prima zona, togliere i successivi tre e utilizzare i due convertitori della prima zona per alimentare gli ultimi quattro induttori vicino al forno Cremona con un singolo convertitore, così come evidenziato nella Fig. 13.

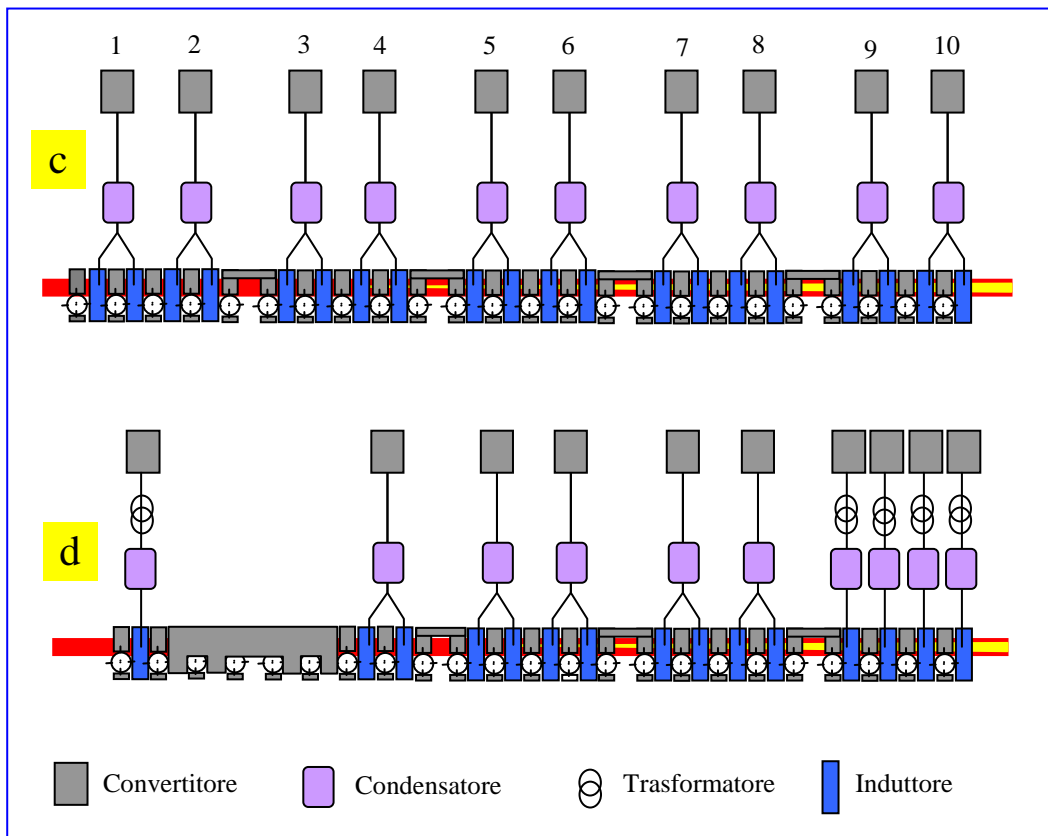
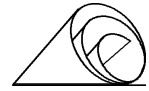


Fig. 13 - Rappresentazione grafica del forno induzione prima della modifica dell'Agosto 2000 (c) e dopo la modifica (d)

La nuova configurazione del sistema *convertitore-condensatore-trasformatore-induttore* (d) consente di trasferire tutta la potenza erogata (2000kW) su tutta la gamma di spessori della barra da riscaldare, da 20 a 13 mm, contrariamente a quanto avveniva in precedenza dove il valore massimo si raggiungeva solamente con il massimo dello spessore (vedere Fig. 14).

Inoltre, data la maggior compattezza del forno, le perdite di temperatura per irraggiamento sono notevolmente diminuite e questo lascia intravedere prospettive di applicazione in nuovi impianti che con questo sistema potrebbero essere ancor più compatti dell'attuale I.S.P..

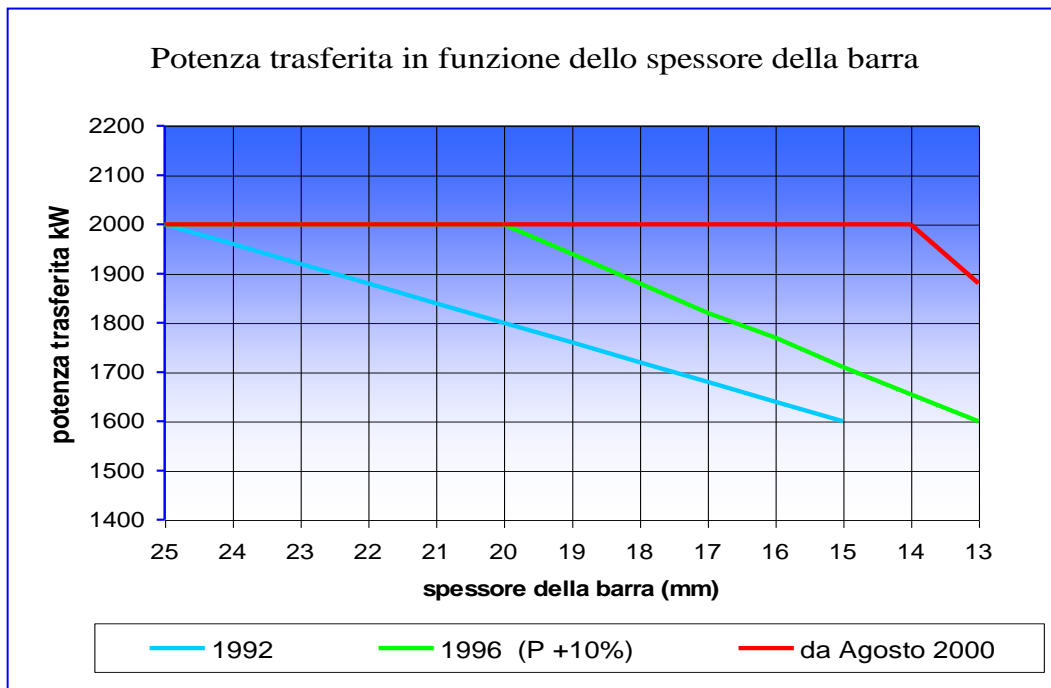
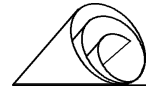


Fig. 14 - Grafico della potenza trasferita alla barra da riscaldare in funzione del suo spessore e della configurazione del forno:

- da Agosto 2000 - convertitore-**trasformatore**-condensatore-induttore(1250V)
- 1996 - convertitore-condensatore-induttore (P +10%, da1250 a 1350V)
- 1992 - convertitore-condensatore-induttore (1250 V)

Un successivo intervento è stato effettuato ad Agosto 2002, applicando anche ai convertitori 5 e 8 le modifiche introdotte in precedenza ai convertitori 9 e 10 (Fig. 15).

Questa modifica ha consentito di compattare ulteriormente il forno a induzione spostando sempre più a valle la zona di riscaldamento a ridosso del forno Cremona, con lo scopo di evitare dispersioni di calore per irraggiamento e ottimizzare il riscaldamento di barre sempre più sottili.

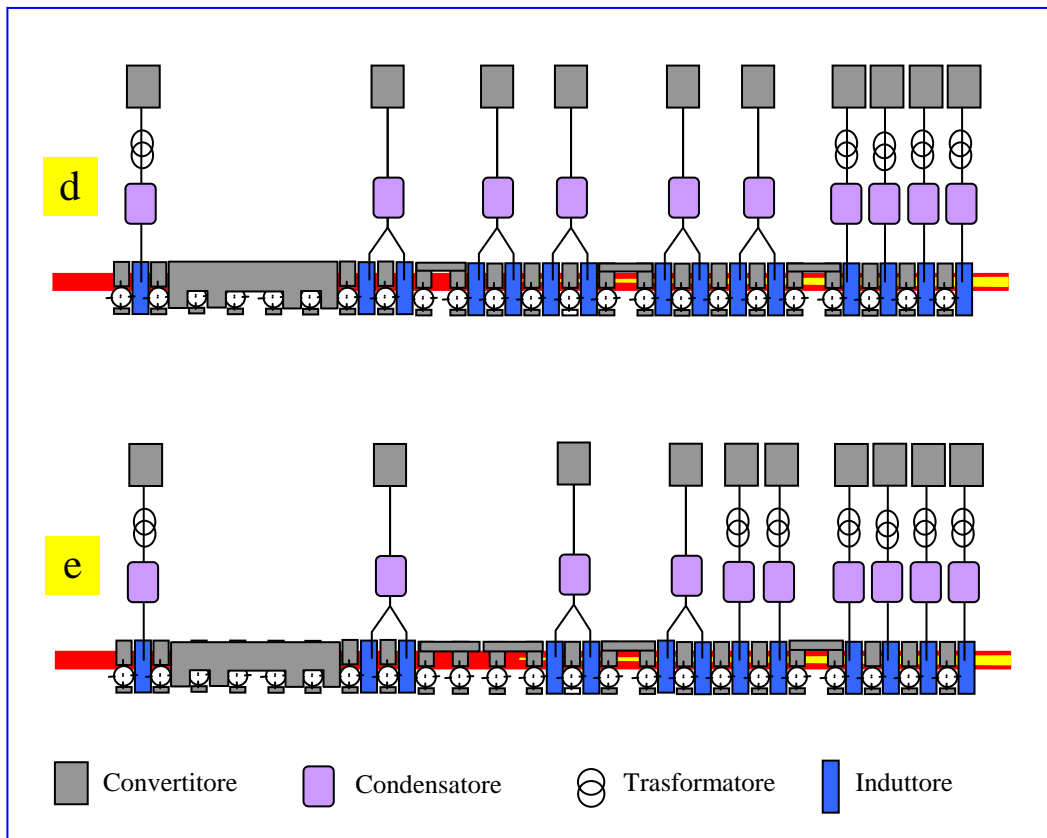
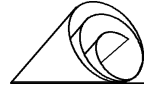


Fig. 15 - Rappresentazione grafica del forno induzione prima della modifica dell'Agosto 2002 (**d**) e dopo la modifica (**e**)

Le modifiche apportate negli anni 2000 e 2002 hanno contribuito a migliorare l'efficienza e la qualità del riscaldamento, quest'ultima intesa come una distribuzione più omogenea e aderente a quella programmata.

Inoltre, con la disposizione delle bobine in spazi sempre più contenuti, è stata ottenuta una migliore efficienza (riduzione della dispersione termica) ed un riscaldamento concentrato nella frazione finale, limitando così la permanenza del materiale a temperature elevate e di conseguenza una minor formazione di scaglia, con notevoli benefici per la qualità superficiale del prodotto finale.

Sulla base di questi risultati, ad Agosto 2003 tutte le bobine (induttore) sono state collegate con la nuova configurazione *convertitore-condensatore-trasformatore-induttore* (Fig. 16), concentrando ulteriormente la zona di riscaldamento migliorando ulteriormente le condizioni sopra descritte.

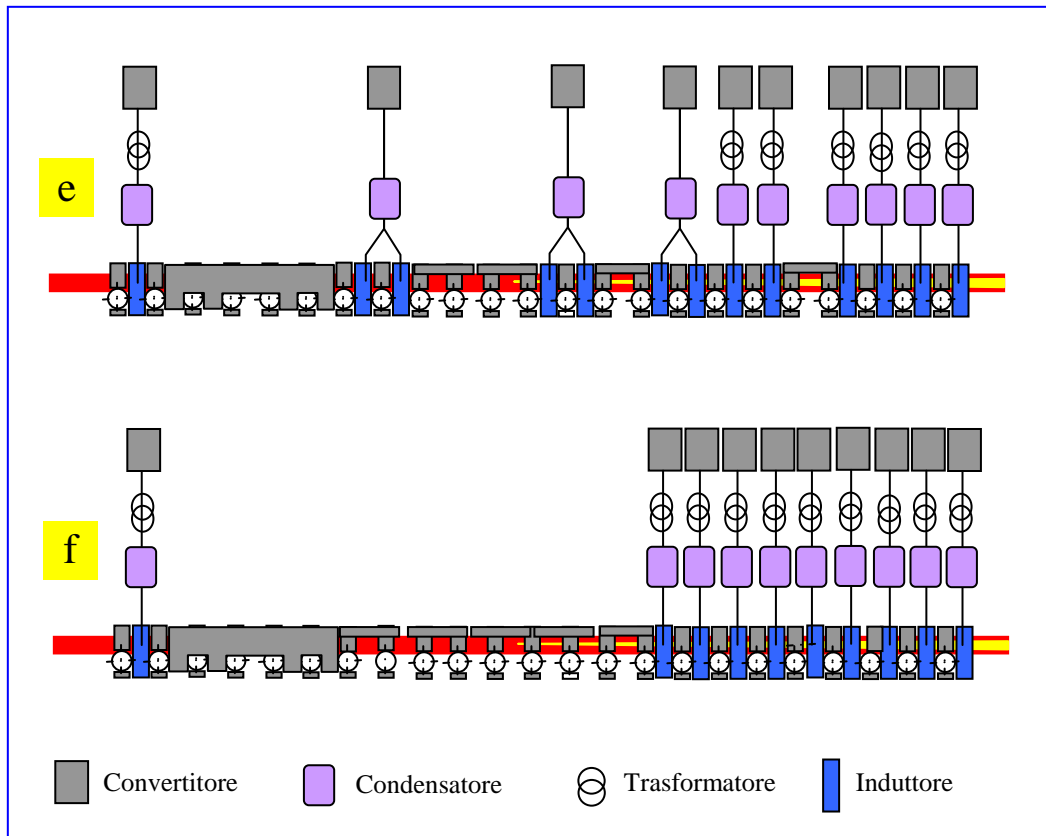
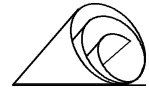


Fig. 16 - Rappresentazione grafica del forno induzione prima della modifica dell'Agosto 2003 (e) e dopo la modifica (f)

Di seguito sono riportati i risultati conseguiti con l'evoluzione del forno induzione prendendo come riferimento alla configurazione base del 1991.

La Fig. 17 mostra come la potenza trasferibile alla barra in funzione dello spessore sia passata per lo spessore 14 mm, da 1300 kW a ben 2000 kW, costante per tutti gli spessori da 19 mm a 14 mm.

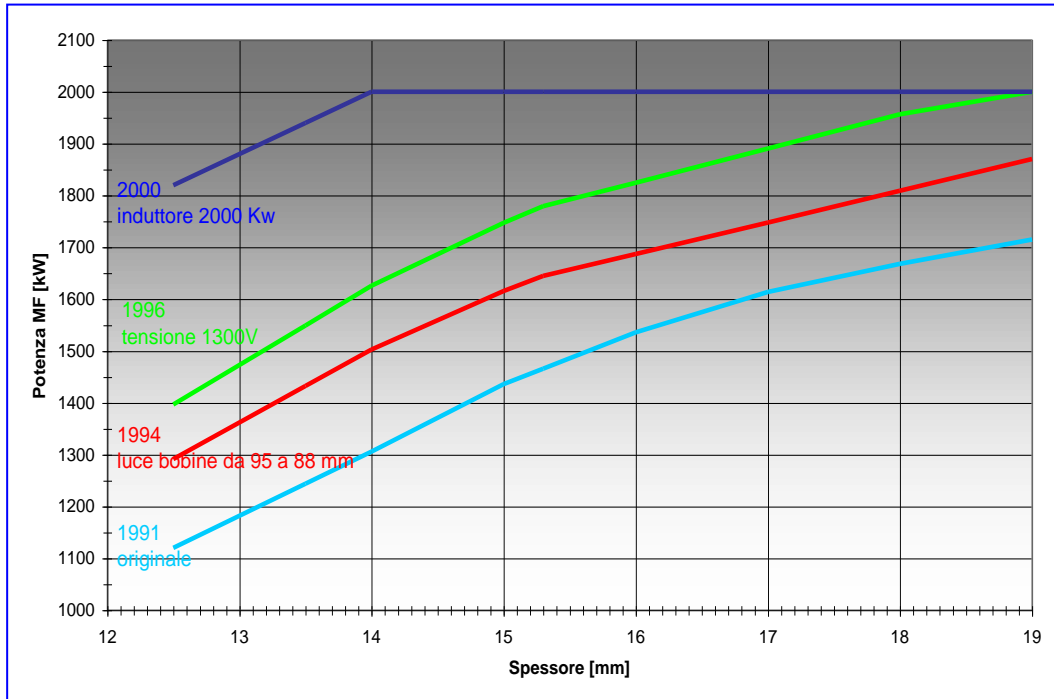
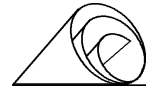


Fig. 17 - Evoluzione nel tempo della potenza trasferibile alla barra in funzione dello spessore

Come si può vedere il rendimento è molto elevato, tale da consentire con opportuni accorgimenti, di poter riscaldare barre sempre più sottili prossime ai 10 mm di spessore (transfer bar o pre-nastro), necessarie per ottenere nastri di acciaio dolce laminati a caldo con spessore inferiore a 1 mm (0,7-0,8 mm), oppure nastri di acciaio altoresistenziali con spessori prossimi al millimetro da impiegare tal quali senza successive lavorazioni.

Nel grafico di Fig. 18 sono riportati i parametri di funzionamento del forno induzione con induttori da 2000 kW e la nuova elettronica di controllo.

Dai test eseguiti con barre da 12,5 mm di spessore, si nota che entrando con una barra da 10 mm la potenza trasferita sarebbe ancora di 1350 kW.

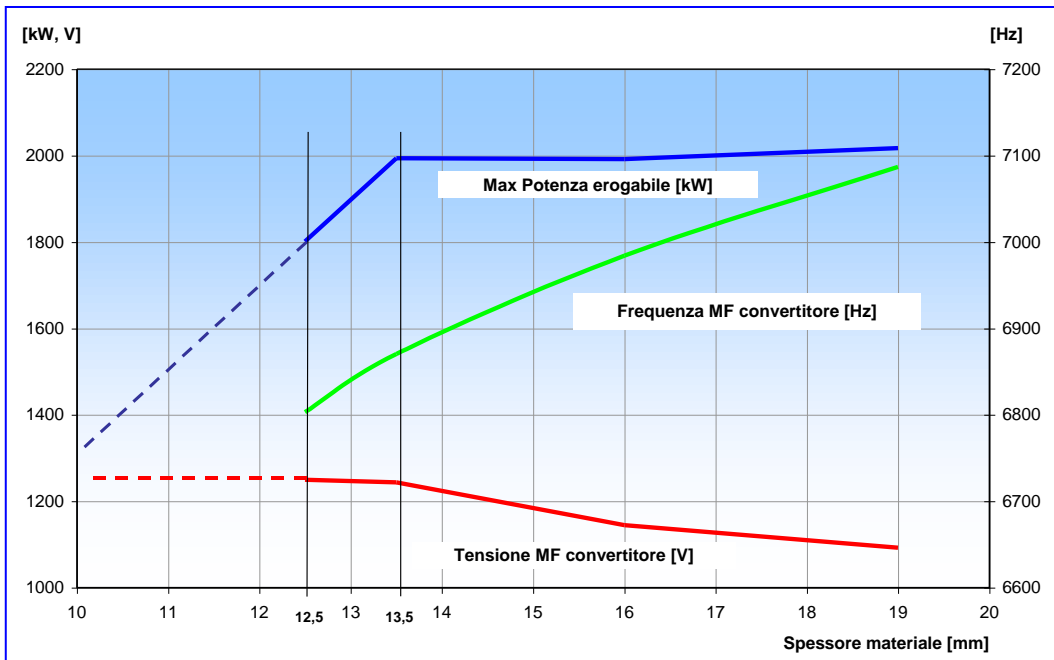
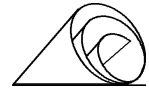


Fig. 18 - Parametri di funzionamento del forno induzione con induttori da 2000 kW e nuova elettronica di controllo



ASPETTI METALLURGICI

Nel presente documento sono analizzate le condizioni di riscaldamento nel forno ad induzione e nel forno Cremona, in funzione nell'impianto ISP.

Nel riscaldamento ad induzione si sono considerati i riflessi metallurgici del processo che fondamentalemente determina un ingrossamento del grano austenitico relazionata allo spessore della barra in ingresso, alla ripresa di temperatura imposta, alla velocità di riscaldamento ed alla legge della variazione termica imposta.

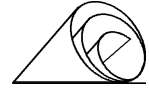
Nel caso del forno Cremona si sono presi in considerazione gli effetti generali legati alla velocità costante ed alla temperatura costante in ingresso al treno finitore.

Gli effetti si ripercuotono sulle condizioni di ricristallizzazione e di precipitazione degli elementi microleganti, nonché sui valori della temperatura di fine laminazione. Tale temperatura riveste un'influenza decisamente più marcata rispetto a quella di inizio laminazione sia sul controllo microstrutturale sia sulle successive caratteristiche meccaniche.

Nell'immagine di Fig. 1 è riportata una vista del forno ad induzione installato nell'impianto ISP.



Fig. 1 - Vista superiore del forno ad induzione



Il forno ha la funzione di far recuperare all'acciaio in modo omogeneo il calore perso nelle fasi precedenti del processo, in particolare durante la fase dell'alta riduzione al treno sbozzatore (HRM). Tale funzione viene assolta mediante il passaggio attraverso delle zone di riscaldamento costituite da induttori con un recupero di temperatura previsto di 250-300°C indipendentemente dallo spessore e dalla temperatura della bramma in ingresso; l'aumento di temperatura è ottenuto sfruttando il principio secondo il quale il campo elettromagnetico prodotto dagli induttori genera nella barra una corrente indotta che per effetto joule riscalda l'acciaio.

Attualmente la potenza complessiva installata è di 20 MW con possibilità di riscaldamento di bramme dello spessore di 13-20 mm, larghezza 650-1330 mm.

Il riscaldamento nel forno ad induzione determina in termini microstrutturali un ingrossamento del grano austenitico ed una sua omogeneizzazione dimensionale sulla lunghezza dei nastri, in quanto la fase di ricristallizzazione indotta dalla laminazione di sbozzatura tende a completarsi in breve tempo negli istanti successivi alla laminazione stessa.

Tale ingrossamento è funzione, a parità di classe d'acciaio, dello spessore della barra, dell'incremento di temperatura, della velocità di riscaldamento (°C/s) e della legge della variazione termica imposta.

L'influenza dello spessore del nastro può essere valutata nel grafico successivo (Fig. 2) in cui è rappresentato l'incremento della dimensione media del grano austenitico, per barre di diverso spessore.

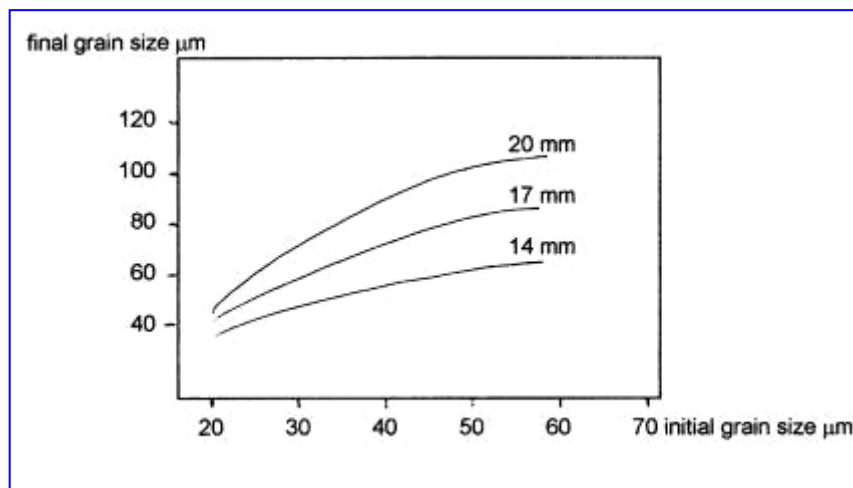
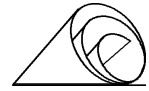


Figura 2 - Influenza spessore barra su dimensione finale grano austenitico.



Nel grafico di Fig. 3 è rappresentato l'aumento della dimensione media del grano in funzione della ripresa di temperatura per un tasso di riscaldamento pari a 10°C/s, con temperatura iniziale di 880°C.

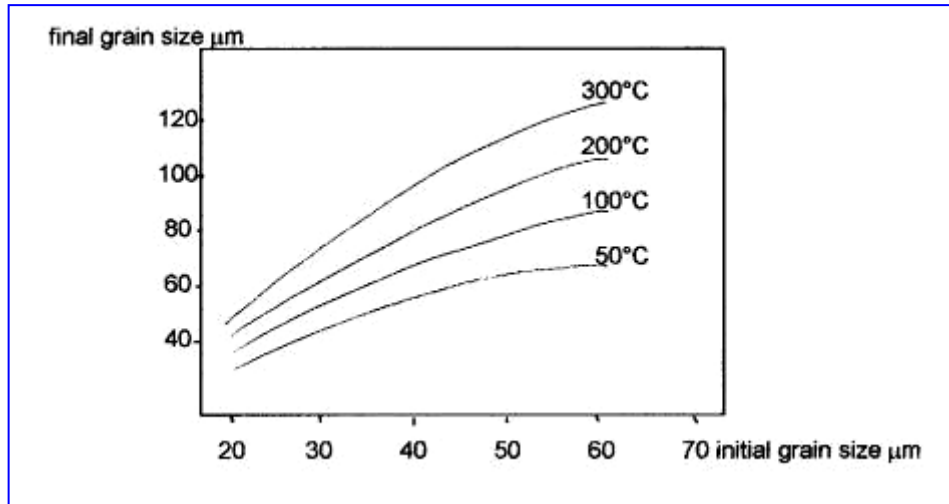


Fig. 3 - Grano austenitico finale in funzione del grano austenitico iniziale ed incrementi di temperatura progressivamente crescenti (acciaio basso C)

Nella Fig.4 è rappresentata l'influenza della velocità di riscaldamento per una ripresa di temperatura di 300°C.

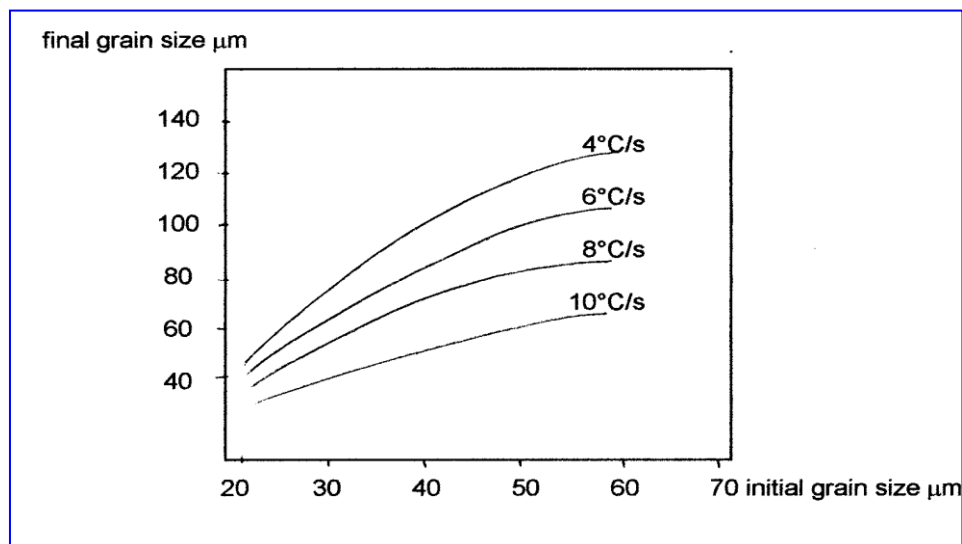
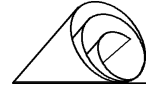


Fig. 4 - Grano austenitico finale per diversi grani austenitici iniziali con diversi tassi di velocità di riscaldamento (acciaio basso C)



Dall'analisi dei grafici si evince come in termini microstrutturali il controllo dell'ingrossamento del grano ed in particolare la limitazione della crescita eccessiva siano legati al basso spessore della barra, alla minima ripresa di temperatura, compatibile con il rispetto delle condizioni di laminazione di finitura successive e con l'elevata velocità di riscaldamento.

L'influenza delle dimensioni geometriche del nastro è legata alla minore inerzia termica dei nastri di spessore inferiore che, a pari potenza termica assorbita, comportano aumenti di temperatura più rapidi.

Nel caso degli acciai microlegati il fattore termico in sé assume un'importanza relativamente inferiore in funzione della presenza dei carbonitruri insoluti e dell'azione di controllo da essi esercitata sull'ingrossamento del grano si assiste ad un affinamento del grano austenitico finale. Ciò è rimarcabile nei grafici delle Figg. 5 e 6, in cui sono riportati in analogia ai precedenti la dimensione del grano austenitico finale in funzione della ripresa di temperatura e della velocità di riscaldamento.

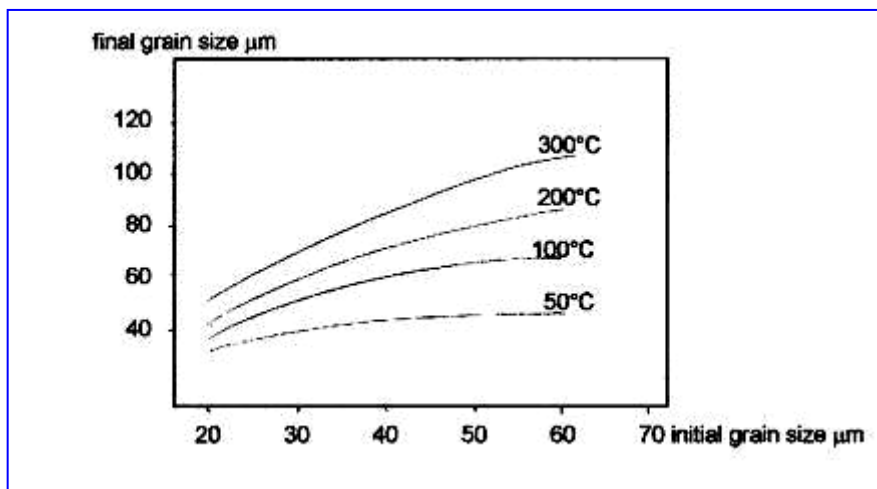


Fig. 5 - Grano austenitico finale per diversi grani austenitici iniziali ed incrementi di temperatura progressivamente crescenti (acciaio basso C, con 0,03% di Nb)

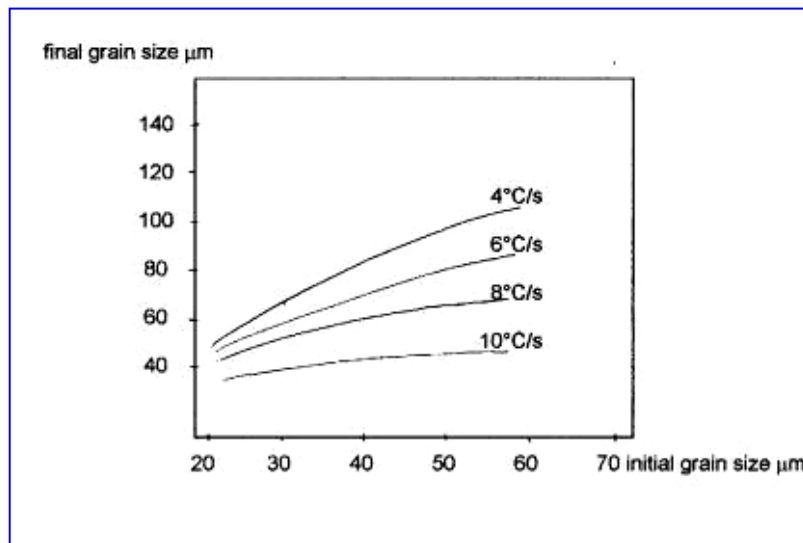
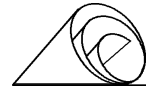


Fig. 6 - Grano austenitico finale per diversi grani austenitici iniziali con diversi tassi di velocità di riscaldamento (acciaio basso C, con 0,03% di Nb)

Si nota come rispetto agli acciai al semplice carbonio si abbia uno spostamento delle curve verso il basso. L'azione di controllo dei carbonitruri insoluti si esplica attraverso un ancoraggio dei bordi dei grani con limitazione della possibilità di crescita degli stessi.

Al fine di avere indicazioni sul meccanismo di controllo esercitato dai carbonitruri e sulla tipologia dei composti che intervengono nel meccanismo di controllo del grano austenitico in funzione della ripresa di temperatura, può essere preso in considerazione il diagramma successivo in cui è rappresentata in funzione dell'incremento di temperatura a partire da 900°C la tipologia e la quantità dei carbonitruri insoluti.

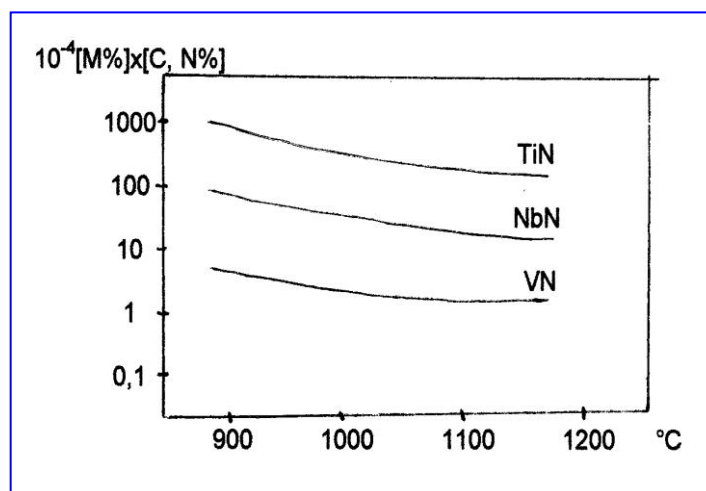
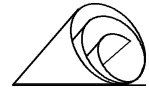


Fig. 7 - Tipologia e quantità di carbonitruri insoluti in funzione della temperatura per un acciaio con 0,05% di C.



Il maggior controllo è esercitato dai nitruri, in particolare dai nitruri di titanio in relazione alla loro solubilità decisamente inferiore a quella dei corrispondenti carburi.

Dal punto di vista dell'influenza della legge della variazione termica e quindi delle variazioni della velocità di riscaldamento a pari salto termico imposto sulle condizioni microstrutturali finali, possono essere presi in considerazione i tre diagrammi successivi Figg. 8-9-10, relativi ad un acciaio basso carbonio.

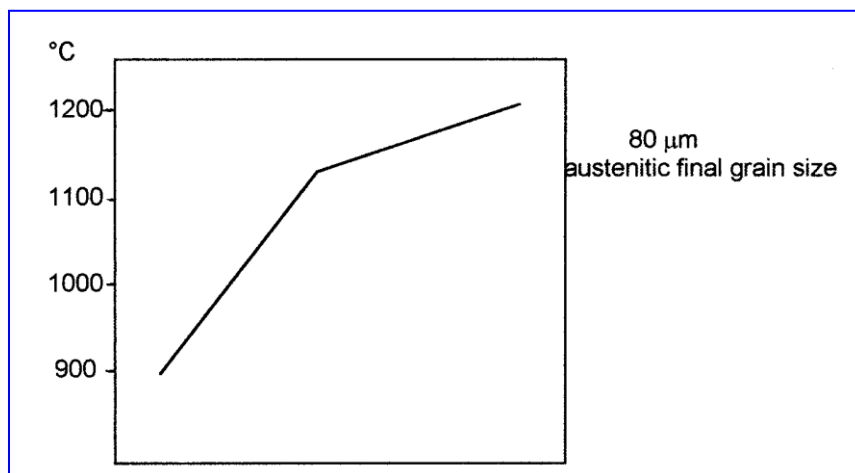


Fig. 8 - Dimensione finale grano austenitico per incremento velocità di riscaldamento nella fase iniziale

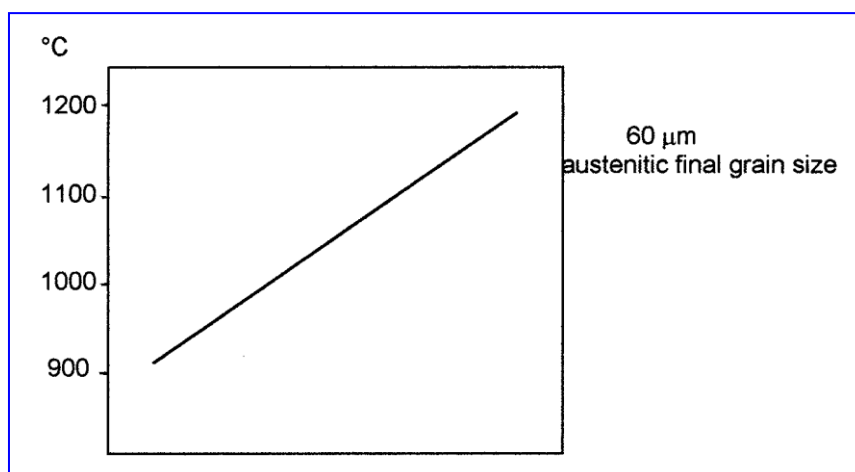


Fig. 9 - Dimensione finale grano austenitico per velocità di riscaldamento costante

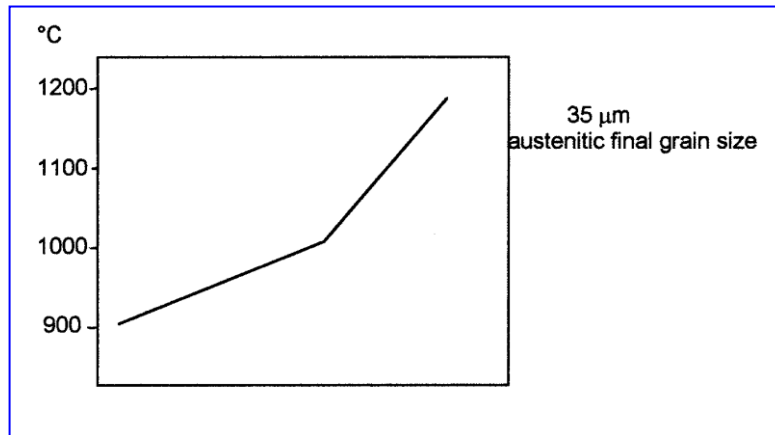
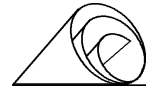


Fig. 10 - Dimensione finale grano austenitico per incremento della velocità di riscaldamento nella fase finale.

L'incremento della velocità di riscaldamento nella fase iniziale porterebbe ad un aumento della dimensione del grano austenitico finale, sebbene in condizioni di costanza si ottiene una maggiore uniformità dimensionale sulla lunghezza dei nastri.

Al fine di raffrontare dal punto di vista dei riflessi metallurgici il riscaldamento determinato dal forno ad induzione rispetto ad un impianto tradizionale con ripresa di temperatura da temperatura ambiente possono essere presi in considerazione i due diagrammi successivi (Figg. 11 e 12) in cui è mostrata la dimensione finale del grano austenitico e le dimensioni dei precipitati, nel caso in questione carbonitruri di niobio.

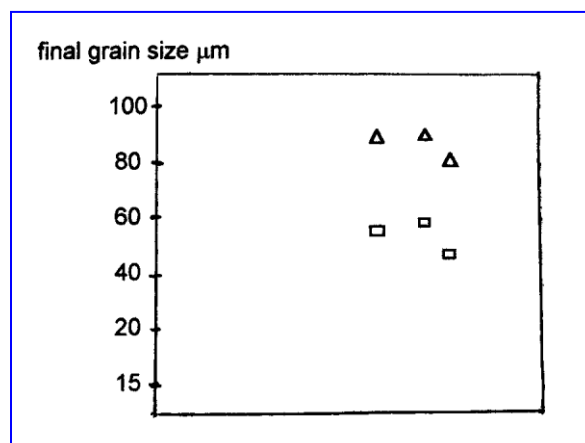


Fig. 11 - Dimensione finale grano austenitico successivamente a riscaldi in impianto tradizionale (**triangoli**) e con forno ad induzione (**rettangoli**)

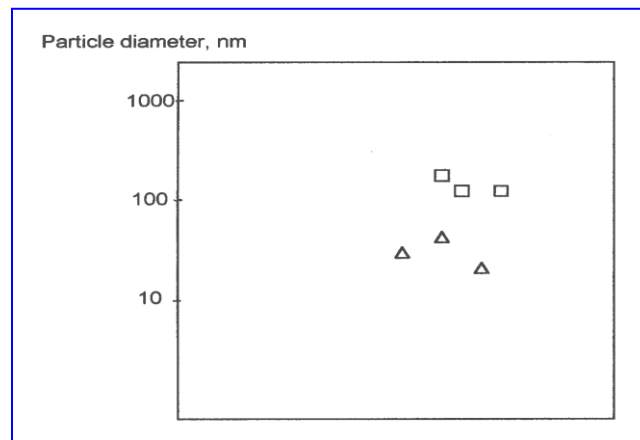
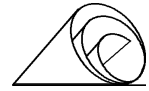


Fig. 12 - Dimensioni finali precipitati in funzione riscaldamento in impianto tradizionale (*rettangoli*) e con forno ad induzione (*triangoli*).

In definitiva, si può affermare che tramite il riscaldamento ad induzione adottato nell'impianto ISP si può instaurare in termini microstrutturali una forma di controllo del grano austenitico dal punto di vista dimensionale in relazione alla variazione della velocità di riscaldamento e della ripresa di temperatura impostata; nel caso degli acciai microlegati si assiste in funzione della ripresa di temperatura ad un controllo della dimensione finale dei precipitati rispetto al processo convenzionale con formazione di precipitati di dimensioni inferiori che contribuiscono all'incremento dei valori delle caratteristiche meccaniche.

In termini di controllo sulla lunghezza complessiva dei coils il riscaldamento ad induzione favorisce l'omogeneità microstrutturale, sia trasversalmente ai nastri sia in senso longitudinale.



15 - FORNO CREMONA (Cremona Box)

IL FORNO CREMONA COME ELEMENTO DISACCOPPIANTE

Il Cremona box è stato ideato nel progetto I.S.P. per ovviare alla mancanza di una tecnologia, a quel tempo non disponibile, che fosse in grado di accoppiare direttamente la fase di cast rolling con la laminazione di finitura. Quindi, la sua funzione nella linea I.S.P., è stata ed è quella di consentire un collegamento tra le due fasi appena citate, caratterizzate tra l'altro da diverse velocità di esercizio, funzionando allo stesso tempo da riscaldatore e da riserva, per cui quando un forno avvolge la biamma laminata (prenastro o lamiera), l'altro immette la lamiera avvolta in precedenza alla laminazione finale (Fig. 1).

Tuttavia, nel proseguimento dello sviluppo della tecnologia I.S.P., è emersa la sua notevole importanza nella produzione di nastri sottili e ultrasottili, non previsti negli obiettivi del progetto. Infatti la sua versatilità nel mantenere e rendere omogenea la temperatura della lamiera e la velocità di svolgimento costante dall'inizio alla fine, hanno reso possibile la produzione di questi nastri dalle caratteristiche microstrutturali e geometriche molto vicine a quelle dei nastri laminati a freddo, tanto da consentirne la sostituzione in diverse applicazioni.

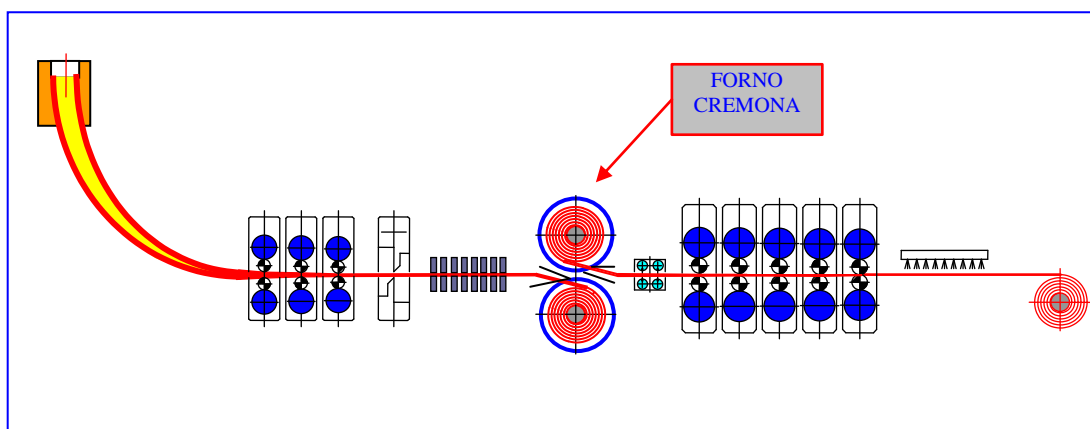


Fig. 1 - Lay-out linea I.S.P. con la posizione del Forno Cremona



LA MESSA A PUNTO DEL MANDRINO

Risolti i problemi iniziali di funzionalità delle parti meccaniche e dei sincronismi legati alle varie condizioni operative del forno Cremona box, è stato sviluppato e messo a punto il software per gestire i necessari automatismi e sincronismi collegati alla prima fase di colaggio e laminazione in continuo (sbozzatura) e alla seconda fase della laminazione finale. Questo periodo di transizione è stato necessario per ottimizzare il tracking per le fasi di laminazione e avvolgimento, il sincronismo fra le velocità di avanzamento della bramma e la rotazione del mandrino, l'inserimento della testa nella feritoia del mandrino, la commutazione fra i due forni e la rotazione di ciascuno di essi ecc. in funzione delle nuove condizioni di colaggio e laminazione che di volta in volta venivano a crearsi. Ciò ha permesso di sperimentare la fabbricazione di una rilevante quantità di rotoli rappresentativi di tutta la gamma di fattibilità dell'impianto I.S.P., compresi tra le 9 e 27 tonnellate di peso e di valutare l'influenza dei due forni sugli aspetti termici della successiva laminazione. Il tipo di mandrino utilizzato in questa fase era del tipo a segmenti, collegati fra di loro con barre filettate di varia lunghezza (Fig. 2).

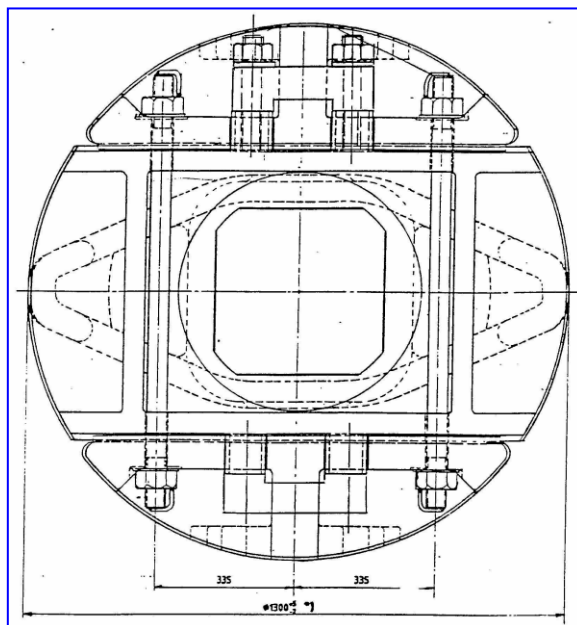


Fig. 2 - Vista laterale del mandrino utilizzato nel primo periodo

Questo sistema si era rivelato fin dall'inizio non ottimale in quanto, date le alte temperature di esercizio, oltre 1000°C, i tiranti di fissaggio dei tegoli tendevano ad allungarsi causando un certo gioco fra di essi che andava aumentando quando il mandrino girava a vuoto, fino a causarne il completo distacco.



Tale allungamento era dovuto sia all' eccessiva lunghezza dei tiranti che per il solo fatto della dilatazione termica si allungavano di 1 o 2 mm, sia all'azione della lamiera durante l'aggancio e il rilascio dal mandrino, il cui effetto a trazione causava l'allungamento dei tiranti a causa della bassa resistenza del materiale a quelle temperature. Nella Fig. 3 sono evidenziate le fasi della dinamica che portava alla rottura dei tiranti e quindi al distacco dei tegoli del mandrino, mentre la Fig. 4 mostra uno dei mandrini che si è rotto durante l'esercizio (maggio 1994).

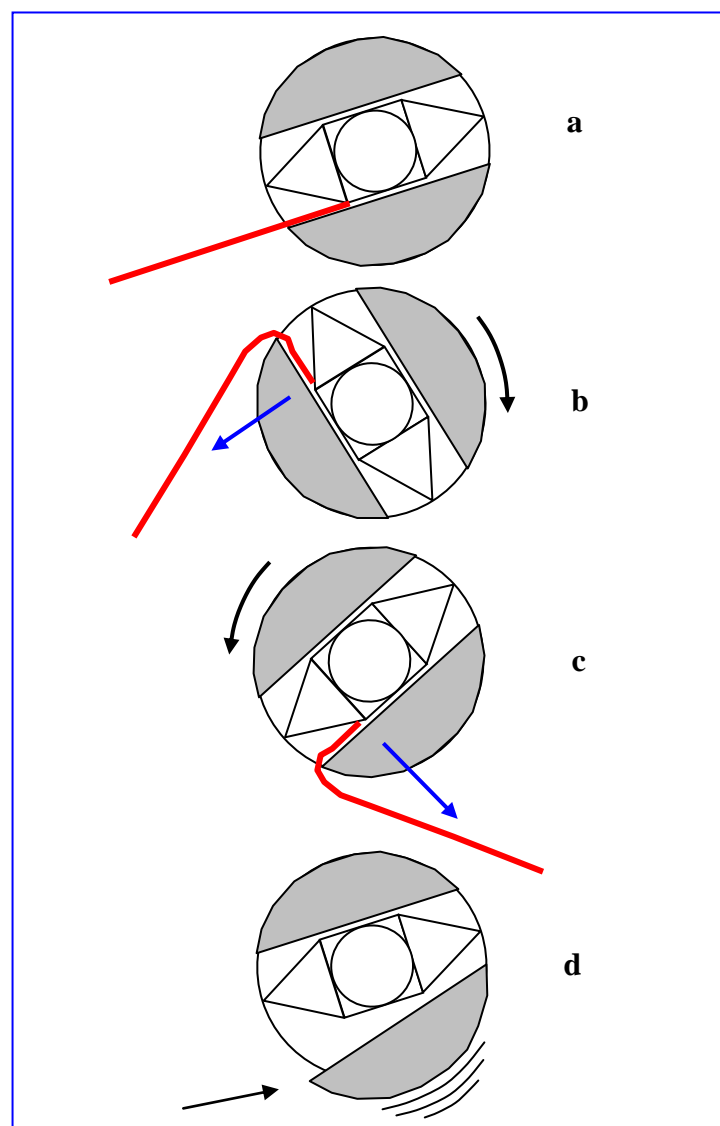


Fig. 3 - Dinamica del distacco dei tegoli del mandrino causato dall'allungamento dei tiranti



Fig. 4 - Mandrino con un tegolo rotto causato dallo stiramento dei tiranti

A seguito di questo evento, è stato studiato un altro tipo di mandrino (Fig. 5), nel quale i tegoli erano fissati tramite un cavallotto e due tiranti per parte molto più corti, mentre il tegolo era tenuto da due uncini laterali

Benché questa soluzione avesse migliorato la situazione dopo qualche mese di lavoro si manifestavano ancora dei giochi senza però arrivare ad una condizione critica tale da richiedere la sostituzione del mandrino stesso.

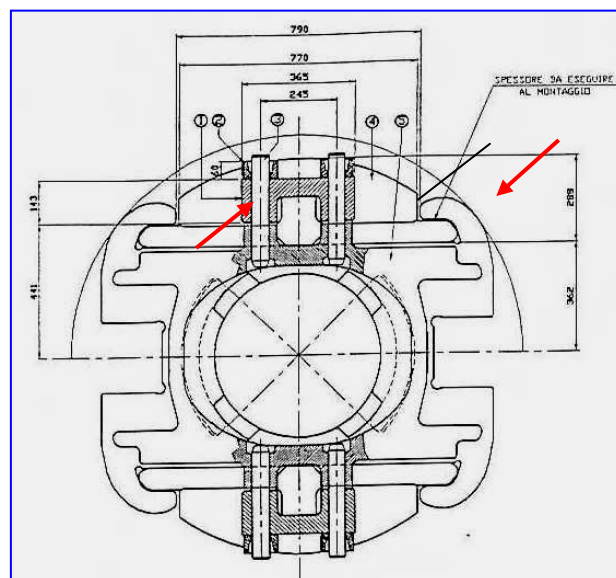
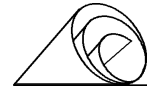


Fig. 5 - Evoluzione del mandrino di Fig. 2 - le frecce indicano le modifiche adottate per evitare il distacco dei tegoli del mandrino



Una successiva elaborazione di questo mandrino ha portato al tipo indicato in Fig. 6, dal quale sono stati eliminati tutti i collegamenti mediante tiranti, mentre i tegoli sono stati fissati per mezzo di incastri e uncini laterali come nel tipo precedente.

La presente configurazione si è rivelata molto affidabile consentendo la sostituzione programmata una sola volta all'anno durante la fermata estiva con ampi margini di sicurezza. La Fig.7 mostra i particolari di questo mandrino.

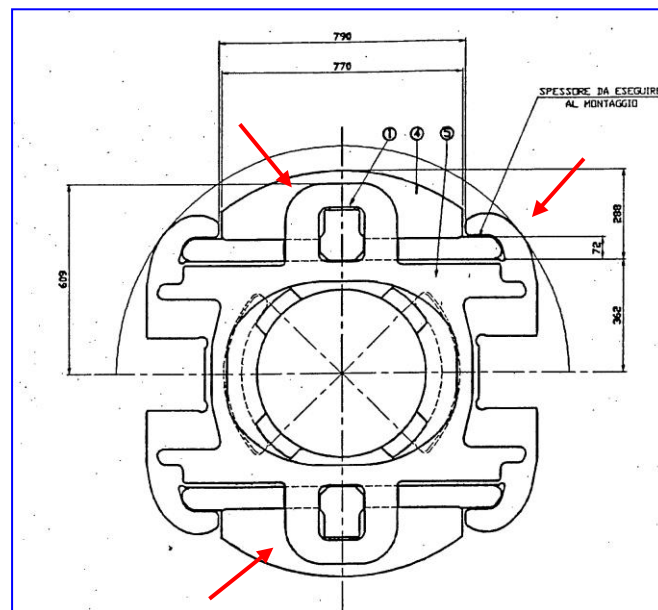
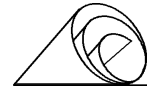


Fig. 6 - Ultima configurazione del mandrino del forno Cremona tuttora in uso



Fig. 7 - Aspetto di un mandrino tipo Fig. 6 dopo circa un anno di lavoro pari a circa 350.000 ton di nastro avvolto



Il vantaggio del mandrino di Fig.7 rispetto ai precedenti consiste nel fatto che i due tegoli non essendo fissati con dei tiranti, possono dilatarsi e contrarsi liberamente con tutto il resto del corpo, evitando le distorsioni che portavano alla rottura dei tiranti.

Un fenomeno che tuttora interessa tutto il mandrino, è quello delle cricche termiche. L'origine di queste cricche è legata alla lunga permanenza del mandrino alle alte temperature (oltre 1000°C). Si tratta comunque di un problema relativo, perché il materiale è perfettamente saldabile e in ogni caso non sono mai state causa di rotture o di arresti della produzione. In Fig. 8 sono evidenziate alcune di queste cricche spesso localizzate in zone soggette a tensioni, come nel caso delle nervature dei tegoli.

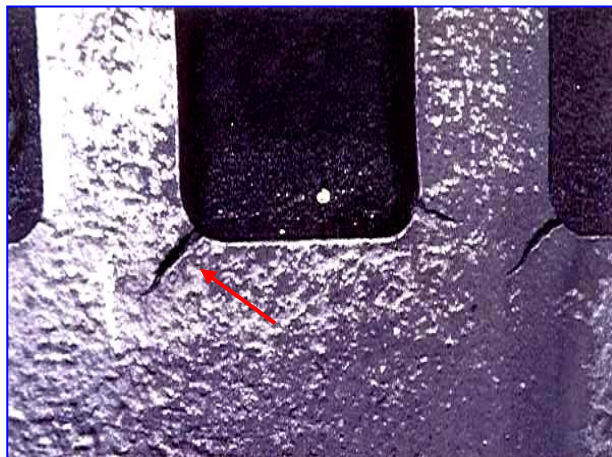
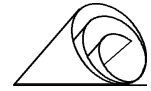


Fig. 8 - Particolare di un tegolo con le cricche termiche nella zona di ancoraggio delle nervature

Attualmente sono allo studio delle modifiche ai tegoli per evitare che si flettano nella zona centrale (vedere Fig. 7). Sembrerebbe che tale anomalia sia imputabile ad una non corretta distribuzione delle masse, infatti, nella zona centrale del tegolo, si ha una consistente massa che a rigore di logica dovrebbe trovarsi ai due lati nel punto del massimo momento flettente. Sono in corso a tale scopo delle verifiche per accertare eventuali errori di progettazione.



MIGLIORAMENTO DELLA FUNZIONE TERMICA

Contemporaneamente allo sviluppo dei mandrini del forno Cremona sono state fatte alcune modifiche rispetto al progetto iniziale.

Tra queste, l'installazione di alcuni bruciatori esterni posti all'imboccatura del forno, per compensare la perdita di temperatura della parte terminale della lamiera (testa all'entrata del laminatoio finitore) che non entrando nel forno rimane fredda.

Questi bruciatori si accendono solamente durante il breve tempo di stazionamento a fine avvolgimento e durante la rotazione del forno, dopodiché si spengono automaticamente. Tuttavia, il tempo è sufficiente per far recuperare a questa parte della lamiera, la temperatura necessaria per la laminazione senza doverla tagliare come avveniva nella fase di partenza dell'impianto, con notevole beneficio per la messa a mille della linea.

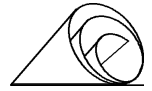
Al fine di controllare la formazione della scaglia sulla superficie della lamiera durante la permanenza nel forno Cremona e di rendere meno aderente la scaglia primaria e secondaria, proveniente dalla colata continua e dal forno a induzione, sono state fatte delle indagini sull'atmosfera dei due forni per verificarne la reale composizione ed il rapporto stechiometrico.

L'indagine effettuata in tempi diversi, ha evidenziato che l'atmosfera del forno superiore è del tipo ossidante, mentre quella del forno inferiore è riducente. La differenza tra l'atmosfera dei due forni, nonostante l'atmosfera ottenuta dai bruciatori sia in entrambi i casi riducente, è dovuta al diverso tiraggio del camino, che nel caso del forno superiore ha un accesso diretto con il forno, mentre quello inferiore, per problemi di spazio, ha una forma a gomito che ne riduce l'aspirazione. Infatti, la pressione del forno superiore è sempre più bassa (0,2 mm di H₂O contro 0,4) e l'atmosfera tende a portarsi in zona riducente durante la fase di svolgimento, quando la serranda è chiusa e non si ha tiraggio dal camino.

Per ovviare a questa condizione anomala, si pensa di portare la pressione interna tra 0,5 e 1,5 mm di colonna d'acqua, in questo modo sarebbe ridotto il tiraggio del camino senza causare la fuoriuscita di fiamme dall'imboccatura che surriscalderebbero la zona dei Deflector Rolls.

I consumi nelle condizioni attuali, per temperature di 1060°C e rapporto di combustione $\lambda = 1CH4 \div 9ARIA$ sono di:

- 164/184m³/h per il forno superiore e
- 190/200m³/h per quello inferiore.



ASPETTI METALLURGICI

Nell'immagine successiva (Fig. 1) è riportata una vista del forno Cremona in funzione nell'impianto ISP.



Fig. 1 - Vista del Forno Cremona

Tale forno ha la duplice funzione di accumulo e mantenimento in temperatura al fine di rendere possibile il collegamento tra la velocità di colaggio e quella di laminazione di finitura. Infatti è da considerare che la velocità di colaggio è dell'ordine di 4-5,5 m/min, mentre la velocità di laminazione finale è dell'ordine dei m/s. Il forno è costituito da due assi in camere di mantenimento della temperatura che funzionano alternativamente da avvolgitori del nastro proveniente dal forno ad induzione e da svolgitori verso il laminatoio finitore. La possibilità di mantenere omogenea la temperatura della lamiera e la velocità di svolgimento costante rendono possibile la produzione di nastri con caratteristiche microstrutturali di elevata omogeneità e condizioni di finitura superficiale molto buone, sulla lunghezza complessiva dei coils.



Si deve infatti considerare che le variazioni della temperatura e della velocità di inizio laminazione hanno influenze dirette sulle caratteristiche dei nastri a livello microstrutturale. In termini di condizioni microstrutturali la laminazione con temperatura disomogenea determina una disuniformità nel processo di ricristallizzazione, in particolare temporanei incrementi di temperatura rispetto al valore medio favoriscono il processo di ricristallizzazione che è attivato sostanzialmente da fenomeni termici, mentre temporanei decrementi lo inibiscono (Fig. 2).

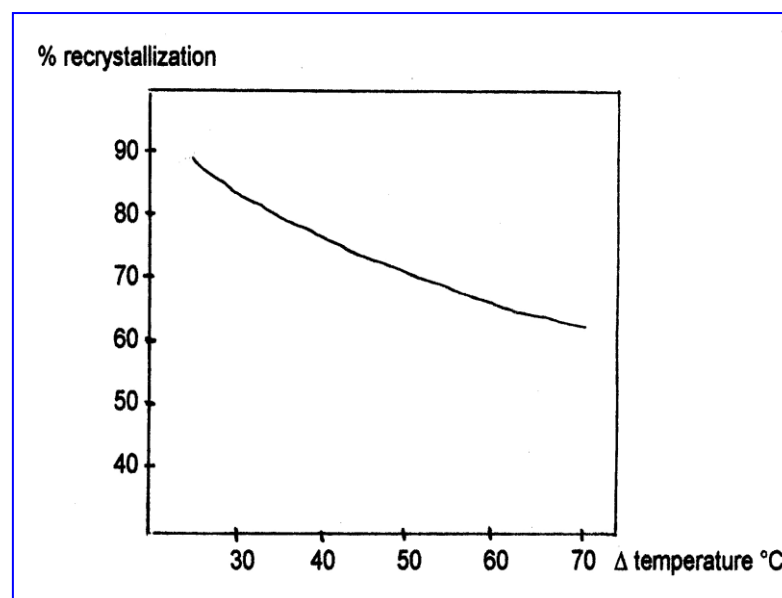


Fig. 2 - Percentuale di ricristallizzazione in funzione delle variazioni della temperatura d'inizio laminazione

Analogamente le oscillazioni nella temperatura sono in grado di variare le condizioni di precipitazione durante e dopo la laminazione favorendo la formazione di precipitati poco numerosi e grossolani, che hanno una diretta influenza nel decremento delle caratteristiche meccaniche (Fig. 3).

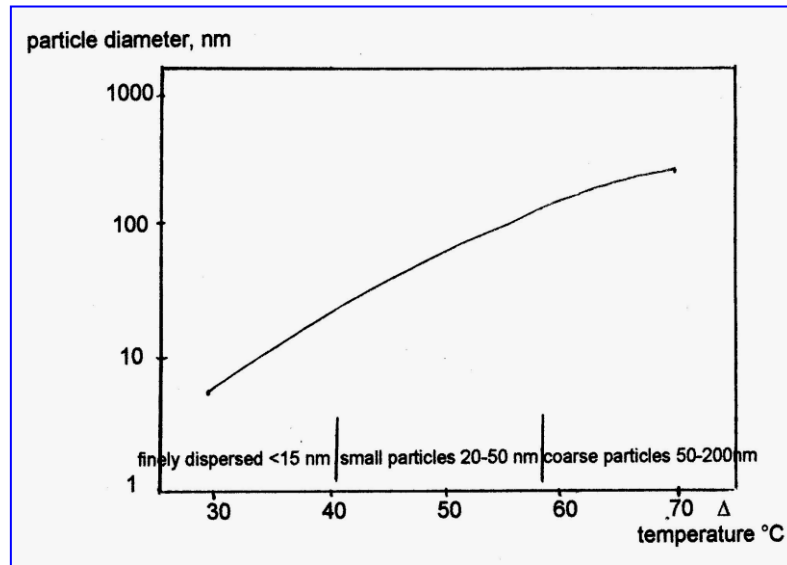


Fig.3 - Diverse dimensioni dei precipitati in funzione delle variazioni della temperatura d'inizio laminazione.

L'azione concomitante della disomogeneità nella ricristallizzazione e della disuniformità nella precipitazione dei microleganti, trova successivamente riscontro nell'elevata dispersione delle caratteristiche meccaniche attorno al valor medio, riscontrabile effettuando una serie di prelievi di provette in direzione longitudinale ad una distanza prefissata, in corrispondenza alle variazioni di temperatura.

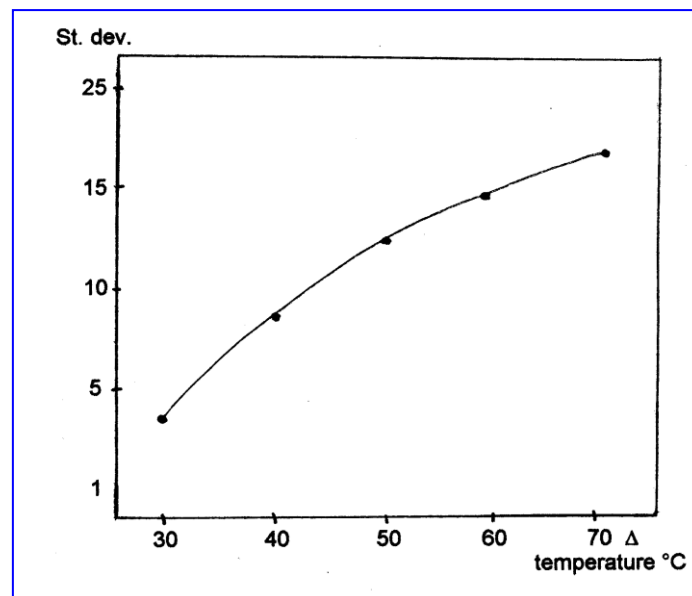
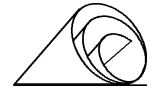


Fig.4 - Andamento crescente delle deviazioni standard carichi di rottura R_m in funzione delle variazioni della temperatura inizio laminazione.



Le variazioni nella temperatura di inizio laminazione si ripercuotono in analoghe instabilità sulla temperatura durante le varie passate di laminazione ed in particolare sulla temperatura di fine laminazione; quest'ultima riveste un'influenza decisamente più marcata sia sul controllo microstrutturale sia sui valori delle caratteristiche meccaniche rispetto a quella di inizio laminazione.

In termini microstrutturali è di seguito riportata una micrografia relativa alla microstruttura in zona superficiale di un acciaio basso C, in cui in relazione ad una consistente instabilità della temperatura di fine laminazione si assiste ad un marcato fenomeno di ricristallizzazione secondaria in superficie (Fig. 5).

Tale fenomeno è da imputarsi al raggiungimento di una temperatura finale di laminazione prossima a quella della trasformazione di fase austenite – ferrite, con conseguente deformazione ad alta temperatura di grani ferritici e conseguente loro ricristallizzazione superficiale.



Fig.5 - Microstruttura di un acciaio basso C, con temperatura di fine laminazione prossima alla regione di trasformazione austenite–ferrite.

Per una prefissata temperatura di avvolgimento esiste una temperatura di fine laminazione ottimale, in grado di produrre il massimo affinamento del grano austenitico e quindi del grano ferritico risultante (Fig. 6).

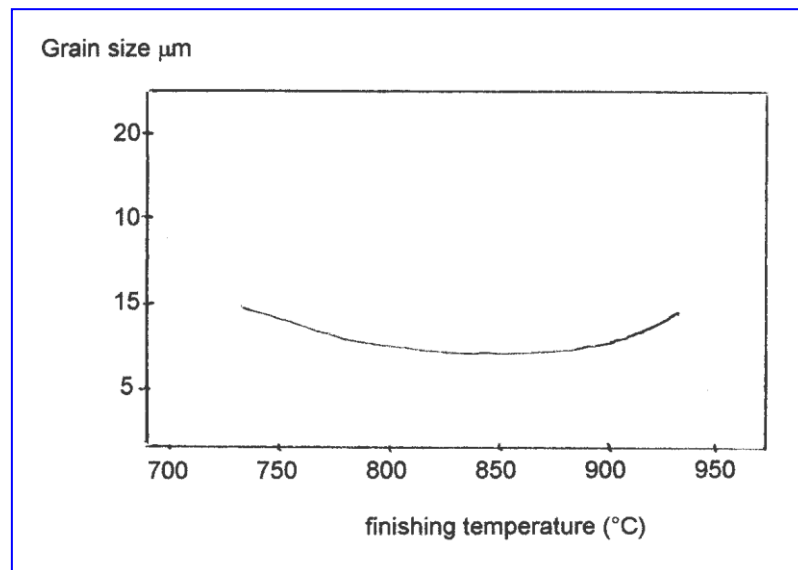
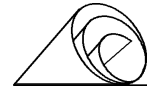


Fig.6 - Dimensione finale grano ferritico per diverse temperature di fine laminazione (acciaio basso C, microlegato), temperatura di avvolgimento di 600°C.

In termini di caratteristiche meccaniche è successivamente riportata l'influenza della temperatura di fine laminazione sui valori dei carichi unitari di rottura e in seguito di snervamento per un acciaio basso C, microlegato (Figg. 7 e 8).

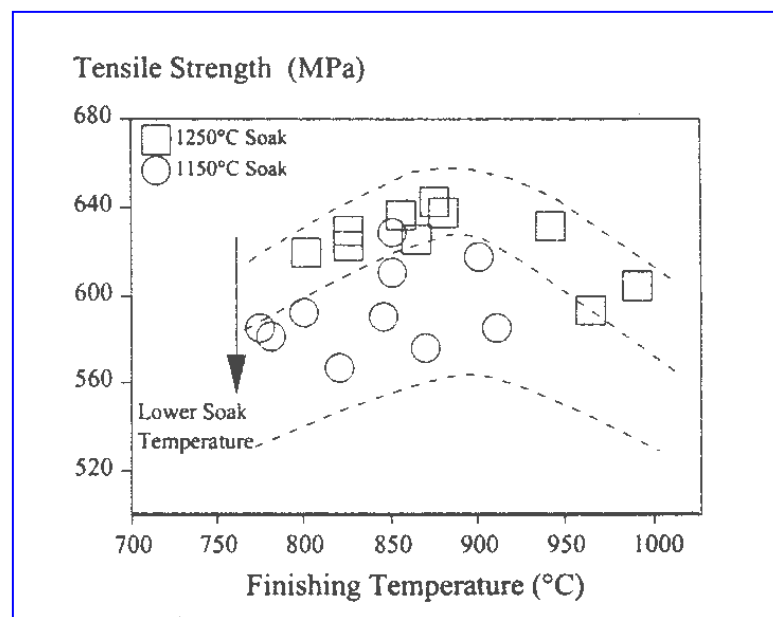


Fig. 7 - Influenza della temperatura di fine laminazione sui carichi unitari di rottura (acciaio basso C, microlegato).

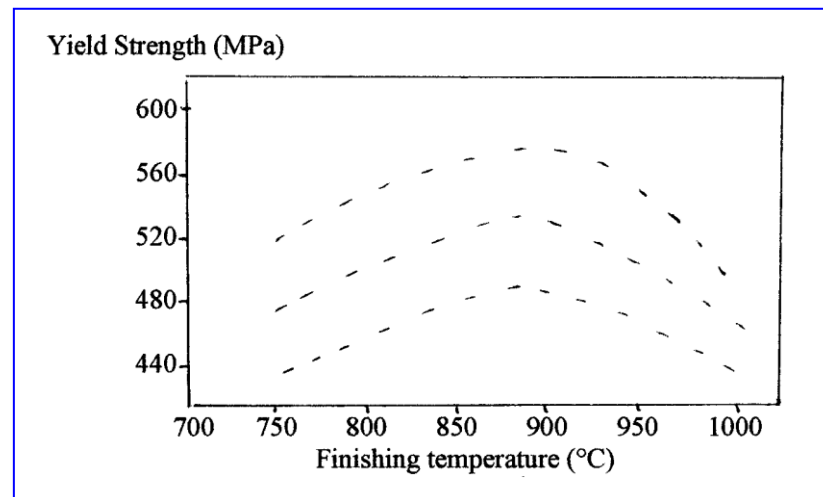
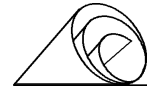


Fig. 8 - Influenza della temperatura di fine laminazione sui carichi unitari di snervamento (acciaio basso C, microlegato).

Le condizioni ottimali sono da ascrivere a condizioni termiche sufficientemente lontane sia dai valori prossimi alla trasformazione di fase austenite-ferrite con il verificarsi della condizione prima citata, sia da valori eccessivamente elevati con conseguente ingrossamento del grano austenitico finale e del grano ferritico da esso derivante.

In generale il forno Cremona grazie alla possibilità di mantenere omogenea la temperatura tra testa e coda dei nastri, favorisce il raggiungimento di un'elevata omogeneità a livello microstrutturale sia in senso longitudinale sia trasversale, creando le premesse per una precipitazione fine ed estesa durante e dopo la fase di laminazione ed in generale determinando condizioni ottimali per la fase di docciatura a velocità costante e quindi con tasso di raffreddamento costante; tali condizioni consentono di mantenere una bassa dispersione nei valori delle caratteristiche meccaniche sulla lunghezza dei coils, sebbene queste ultime siano influenzate in modo marcato dalla temperatura di avvolgimento e dal raffreddamento successivo.



16 - LEVELLING

LA FUNZIONE OPERATIVA

La funzione iniziale della levelling-unit era quella di spianare la testa e la coda della lamiera prima di entrare al laminatoio finitore. Per tale scopo, erano infatti previsti solamente 3 rulli, due sopra e uno sotto; i superiori posizionabili in senso verticale con un sistema idraulico e quello inferiore fisso (Fig. 1).

Tale configurazione, è stata mantenuta per questo scopo per circa un anno senza che si presentasse la necessità di introdurre modifiche, perché nella fase di messa a punto della linea I.S.P. in prevalenza si producevano coils per impieghi poco impegnativi, quindi anche una superficie con qualche impronta di scaglia non comprometteva l'utilizzo dei coils.

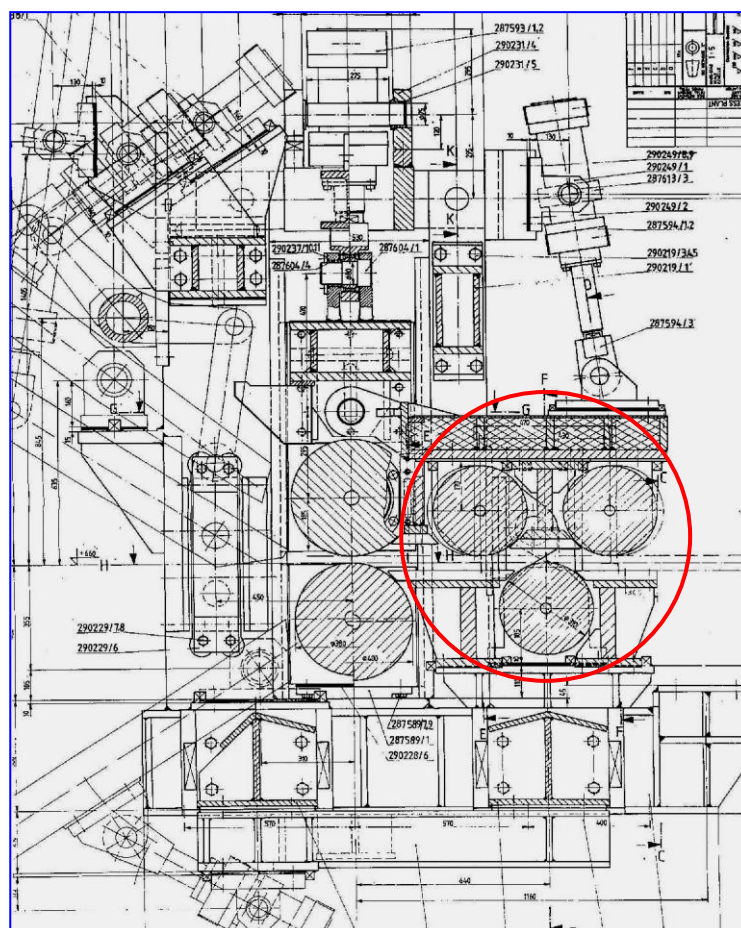
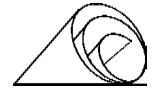


Fig.1 - Configurazione della prima Levelling-unit montata sulla linea I.S.P., il cui scopo era di spianare la testa e la coda della lamiera prima di entrare al laminatoio finitore.



Successivamente, man mano che la produzione I.S.P. cresceva e prendeva sempre più la connotazione di produzione qualificata e l'esigenza di accedere a nuovi mercati, naturalmente con richieste più severe in termini di qualità superficiale dei coils, imponeva delle scelte di carattere tecnologico finalizzati al raggiungimento di tali obiettivi, primi fra questi, la produzione di coils con superficie completamente esente da scaglia. Fino a quel momento il fenomeno scaglia non era macroscopico e si riduceva alla presenza di piccole impronte presenti nella parte finale del nastro, purtroppo non facili da eliminare, proprio per la loro limitata dimensione. Si è pensato quindi, che la Levelling Unit opportunamente modificata potesse essere di aiuto al discagliatore posto più a valle. Prove pratiche, infatti, avevano dimostrato che facendo compiere alla lamiera uno o più cicli completi di flessione/compressione, anche la scaglia più aderente si fessurava agevolando l'azione del discagliatore.

A tale scopo i tecnici I.S.P. hanno definito una prima variante a cinque rulli disposti come nel disegno di Fig. 2, due sopra e tre sotto, in modo da ottenere i cicli sopra citati, che diversamente dal primo modello subiva la flessione e la compressione di una sola superficie..

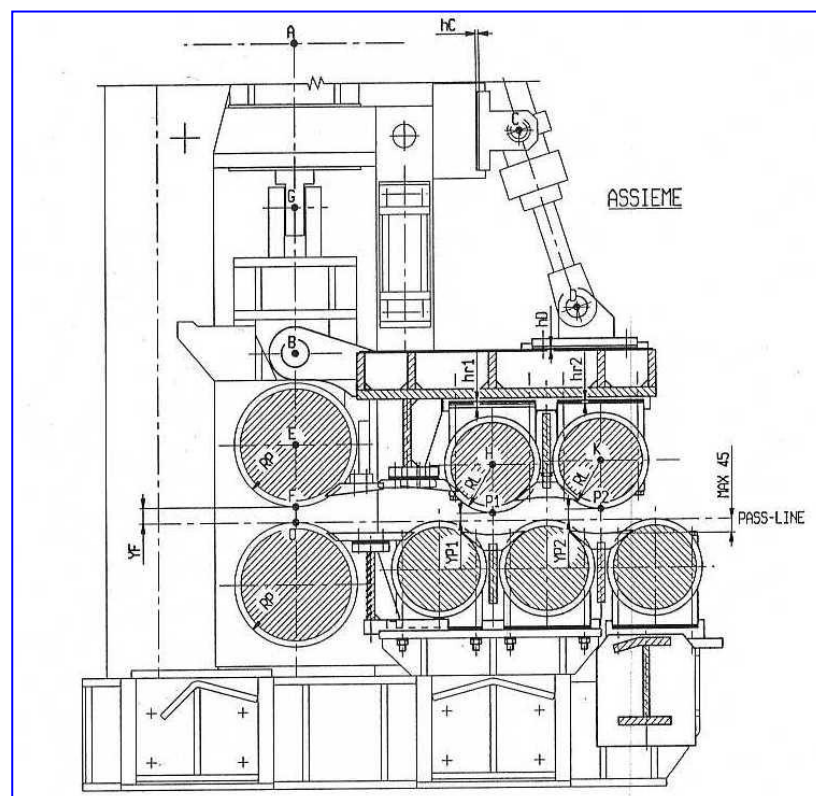
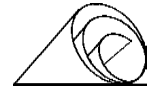


Fig. 2 - Configurazione della nuova Levelling Unit progettata dai tecnici I.S.P.



Con tale configurazione i risultati sono migliorati notevolmente riducendo la zona interessata da piccole impronte di scaglia a pochi metri di lamiera (parte a contatto con il mandrino del forno Cremona), che sul nastro finale di 1mm corrisponde a circa 50 metri; fenomeno quindi molto limitato, ma non accettabile per certi standard d'impiego. Per eliminare anche questa anomalia, ad Agosto del 99 è stata modificata la prima rampa del discagliatore portandola da 200 a 400 bar di pressione come la seconda. Con questo nuovo intervento il problema della scaglia è stato risolto definitivamente sui coils da 15 tonnellate e sugli acciai basso e medio carbonio, mentre rimaneva ancora aperto, sempre nella dimensione appena accennata, per i coils da 25 tonnellate e per alcune qualità di acciai, ad es. per gli alti carboni, acciai calmati al silicio e corten.

Al fine di migliorare l'aspetto superficiale dei nastri anche per questi casi, a fine 2001 inizio 2002 è stata introdotta una nuova *Levelling Unit* dotata di 7 rulli (vedere Fig. 3). Questa nuova versione, oltre al maggior numero di rulli è caratterizzata dal fatto che questi hanno un diametro inferiore rispetto alle versioni precedenti. Questa configurazione, data la maggior compenetrazione dei rulli, favorisce la frantumazione della scaglia e di conseguenza la sua rimozione nella successiva fase di discagliatura, perché la lamiera viene sollecitata maggiormente sia in fase di compressione che di stiramento. Inoltre, dato che la scaglia si stacca più facilmente è possibile utilizzare pressioni e quantità d'acqua inferiori durante la discagliatura, riducendo la perdita di temperatura della barra e quindi avere condizioni di laminazione migliori, specialmente nel caso di condizioni critiche, quali nastri ultrasottili inferiori/uguali al millimetro di spessore, acciai alto carbonio ecc.

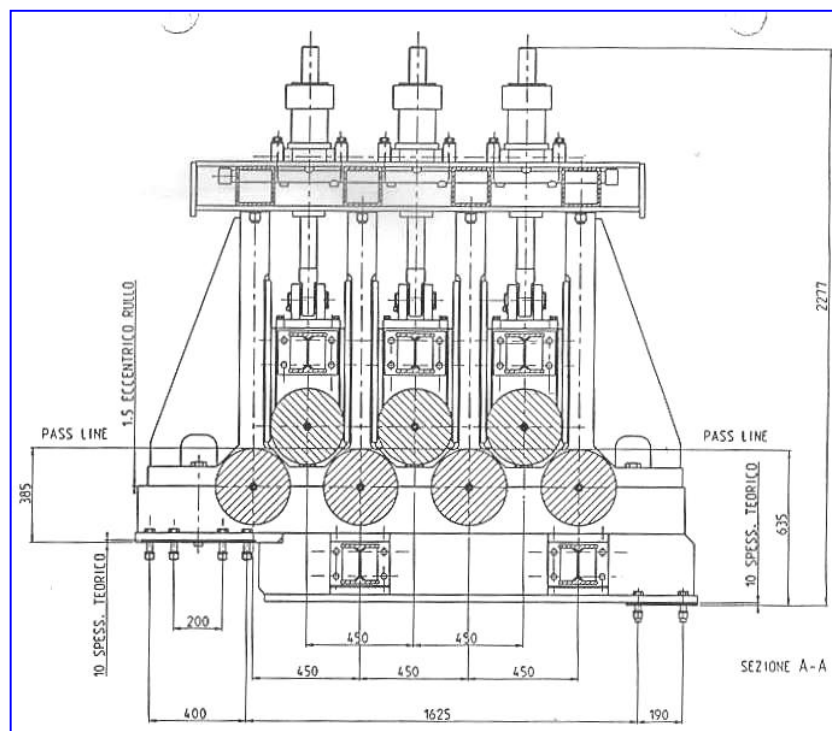
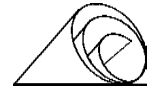


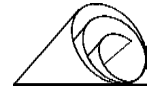
Fig. 3 - Configurazione della nuova *Levelling Unit* attualmente in fase di studio



**SPECIFICA DI FUNZIONAMENTO
TENSO-SPIANATRICE A 7 RULLI
UIL 4710903 rev. 1**

INDICE

1. FUNZIONE	pag. 116
2. LOCALIZZAZIONE	"
3. COMPONENTI PRINCIPALI	"
4. GEOMETRIA DELLA MACCHINA	"
5. GRANDEZZE FISICHE DI RIFERIMENTO	pag. 118
6. DESCRIZIONE DI FUNZIONAMENTO	pag. 124
7. CONTROLLI DI REGOLAZIONE E SICUREZZA	pag. 127
8. DOCUMENTAZIONE DI RIFERIMENTO	pag. 129
9. CONSENSI ED INTERBLOCCHI	pag. 129
10. INTERFACCIA UOMO-MACCHINA (HMI)	pag. 130
11. MESSA IN SICUREZZA – ARRESTO DI EMERGENZA	pag. 130
12. PROCEDURE DI CALIBRAZIONE	pag. 131
13. CRITERI E VALORI DI PRIMA APPROSSIMAZIONE DA ASSEGNARE ALLE VARIABILI OPERATIVE “YI_O”	pag. 134



1. FUNZIONE

Funzione della Tensio-Spianatrice a 7 Rulli è quella di produrre nel materiale allungamenti superficiali, locali e permanenti, riducendo l'ancoraggio della scaglia generata dalla permanenza nel forno Cremona

2. LOCALIZZAZIONE

La Tensio-Spianatrice è collocata tra la Cesovia Spuntatrice (Crop-Shear item 3.2.3) ed il Descagliatore 400 bar (item 3.2.4).

3. COMPONENTI PRINCIPALI

Le parti principali componenti la macchina sono:

1. Struttura di supporto in acciaio;
2. Sette (7) Rulli in acciaio superficialmente indurito;
 - 2.1. Quattro (4) Rulli Inferiori fissi, di cui: due (2) centrali motorizzati e due(2) di estremità folli e dotati di encoders di misura;
 - 2.2. Tre (3) Rulli Superiori motorizzati, montati su traverse indipendenti mobili verticalmente;
3. Tre (3) coppie di Cilindri Idraulici, ciascuno comandato da una Servovalvola ;
4. Cinque (5) Motorriduttori pendolari da 11kW autoventilati (IC411), ciascuno comandato da inverter.

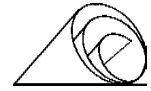
4. GEOMETRIA DELLA MACCHINA

Ognuno dei rulli montati ha un numero corrispondente alla posizione di montaggio. I Rulli Superiori hanno numeri pari crescenti fra ingresso e uscita; i Rulli Inferiori numeri dispari crescenti fra ingresso e uscita.

Si considera il sistema come bidimensionale.

Vengono definiti i seguenti *assi cartesiani ortogonali*:

- a) Asse delle ascisse (x): coincidente con la Pass-Line e orientato dall'ingresso verso l'uscita della macchina;
- b) Asse delle ordinate (y): coincidente con l'asse verticale passante per il centro del *Rullo1* (rullo di ingresso inferiore) e orientato verso l'alto.



c) Origine degli assi (O): coincidente col punto $P1$, punto di tangenza del Rullo1 con la Pass-Line.

Sono individuati i seguenti *punti notevoli*:

Punto $P1(0;0)=O$ origine degli assi cartesiani

Punto $P3(450;0)$

Punto $P5(900;0)$

Punto $P7(1350;0)$

Punti di tangenza dei Rulli Inferiori con la Pass-Line.

Punto $P2(225;y2)$

Punto $P4(675;y4)$

Punto $P6(1125;y6)$

Punti dei Rulli Superiori aventi ordinata “y” minima.

Le ordinate “y” devono rispettare la seguente condizione:

$$y_{MAX} > y2; y4; y6 > y_{min}$$

dove: $y_{MAX} = 125 \text{ mm}$ (valore da verificare in fase di taratura)

$y_{min} = -75 \text{ mm}$ (valore da verificare in fase di taratura)

Tenendo presente che:

$$\Delta y = y_{MAX} - y_{min} = SC = 200 \text{ mm}$$

Valore coincidente con la corsa massima dei Cilindri Idraulici di comando.

Definita la variabile “spessore del nastro” sp_N

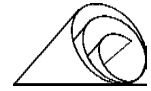
viene introdotta la grandezza “penetrazione” del singolo Rullo Superiore sul nastro

$$pi_N = -yi + sp_N \quad (i=2;4;6)$$

$pi_N < 0 \text{ mm}$ nessun contatto fra Rullo “i” e materiale

$pi_N = 0 \text{ mm}$ inizio contatto fra Rullo “i” e materiale

$pi_N > 0 \text{ mm}$ azione di deformazione flessionale del Rullo “i” sul materiale



5. GRANDEZZE FISICHE DI RIFERIMENTO

Oltre alle grandezze geometriche precedentemente definite, si deve far riferimento alle seguenti grandezze fisiche notevoli:

- a) I *carichi verticali* sui Rulli Superiori, esercitati tramite i Cilindri Idraulici.
- b) Le *coppie* applicate ai motori.
- c) Le caratteristiche di “*Stiramento*” del materiale.
- d) *Riferimenti notevoli e transitori*.

- a) Carichi verticali

Caratteristiche dei Cilindri Idraulici installati sono le seguenti:

$DA = 125 \text{ mm}$ *Diametro pistone*

$DS = 70 \text{ mm}$ *Diametro stelo*

$SC = 200 \text{ mm}$ *Corsa massima*

$AA = PI.GRECO() * DA^2 / 4 = 122.718 \text{ cm}^2$ *Sezione piena*

$AB = PI.GRECO() * (DA^2 - DB^2) / 4 = 84.234 \text{ cm}^2$ *Sezione anulare*

Le pressioni sono individuate come segue:

PP (bar) *pressione* di alimentazione delle linee di *mandata*, letta sul trasduttore “3.2.4.1- B001”

$PBiDS$ (bar) *pressione* di alimentazione della *sezione anulare* per il Cilindro Idraulico montato “*Drive Side*” e sul Rullo “*i*”

$PBiOS$ (bar) *pressione* di alimentazione della *sezione anulare* per il Cilindro Idraulico montato “*Operator Side*” e sul Rullo “*i*”

Per le condizioni circuitali imposte, per ogni Rullo Superiore “*i*”, vale la condizione:

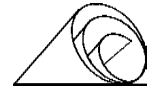
$PBiDS = PBiOS = PP = \text{lettura su “3.2.4.1-B001”}$ ($i = 2; 4; 6$)

Inoltre:

$PA2DS$ (bar) *pressione* di alimentazione della *sezione piena* per il Cilindro Idraulico montato “*Drive Side*” e sul Rullo2, letta sul trasduttore “3.2.4.1-B213”

$PA2OS$ (bar) *pressione* di alimentazione della *sezione piena* per il Cilindro Idraulico montato “*Operator Side*” e sul Rullo2, letta sul trasduttore “3.2.4.1-B214”

$PA4DS$ (bar) *pressione* di alimentazione della *sezione piena* per il Cilindro Idraulico montato “*Drive Side*” e sul Rullo4, letta sul trasduttore “3.2.4.1-B413”



$PA4OS$ (bar) *pressione* di alimentazione della *sezione piena* per il Cilindro Idraulico montato “*Operator Side*” e sul *Rullo4*, letta sul trasduttore “3.2.4.1-B414”

$PA6DS$ (bar) *pressione* di alimentazione della *sezione piena* per il Cilindro Idraulico montato “*Drive Side*” e sul *Rullo6*, letta sul trasduttore “3.2.4.1-B613”

$PA6OS$ (bar) *pressione* di alimentazione della *sezione piena* per il Cilindro Idraulico montato “*Operator Side*” e sul *Rullo6*, letta sul trasduttore “3.2.4.1-B614”

Si definisce *pressione di equilibrio* “ $PEiXS$ ” la pressione con cui alimentare la sezione piena di ciascun Cilindro Idraulico affinché il Rullo “ i ”, senza realizzare alcun contatto meccanico, sia mantenuto orizzontale e fermo, bilanciando tutti i carichi verticali su di esso agenti.

Definendo le seguenti grandezze:

Ni_DS (N) *peso gravante* “*Drive Side*” e sul *Rullo* “ i ”

Ni_OS (N) *peso gravante* “*Operator Side*” e sul *Rullo* “ i ”

La *pressione di equilibrio* per ogni lato è definita dalla relazione:

$$PEiDS = (PBiDS*AB+Ni_DS/9.81)/AA \quad (i = 2; 4; 6) \quad \text{Drive Side}$$

$$PEiOS = (PBiOS*AB+Ni_OS/9.81)/AA \quad (i = 2; 4; 6) \quad \text{Operator Side}$$

Per la loro determinazione si faccia riferimento al paragrafo “*Procedure di calibrazione*”.

Definiti questi parametri, è possibile utilizzarli per la determinazione del *carico verticale* esercitato dal *Rullo* “ i ” sul materiale.

$$FiDS = (PAiDS-PEiDS)*AA*9.81 \quad (i = 2; 4; 6) \quad \text{(N) Drive Side}$$

$$FiOS = (PAiOS-PEiOS)*AA*9.81 \quad (i = 2; 4; 6) \quad \text{(N) Operator Side}$$

I valori dei carichi per ciascuna traversa potranno essere anche diversi tra loro, dovendo essere prioritariamente rispettata la condizione di mantenimento della stessa posizione sui due lati, cioè il mantenimento orizzontale del Rullo.

Essendo necessario prevedere uno *squilibrio minimo* dei carichi affinché possano avvenire le movimentazioni (presenza di accelerazioni ed attriti), si definisce un minimo carico verticale per lato:

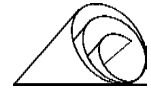
$$FiDS_min = FiOS_min = 7500 N \quad (i = 2; 4; 6)$$

b) Coppie dei motori

Come già indicato i Rulli motorizzati sono i cinque (5) centrali.

Ti Coppia (Torque) resa dal motore applicato al *Rullo* “ i ” ($i = 2; 3; 4; 5; 6$)

$Ti < 0 Nm$ azione frenante sul Rullo “ i ”



$T_i = 0 \text{ Nm}$ motore del Rullo "i" folle

$T_i > 0 \text{ Nm}$ azione motrice sul Rullo "i"

Per evitare anomali consumi superficiali, i Rulli dovranno avere *velocità sincrone* con quelle del materiale con cui sono in contatto. Questa condizione è rispettata se non si supera l'aderenza prevista fra Rullo e materiale. Definendo quindi le grandezze:

$R_r = 155 \text{ mm}$ Raggio del Rullo

$\mu = 0.10$ (μ) Coefficiente d'attrito statico di strisciamento fra rullo e materiale

Sono riconoscibili i seguenti limiti fisici:

$$T_{i_min} = -(F_{iDS} + F_{iOS}) * \mu * R_r / 1000$$

Massima coppia frenante applicabile al Rullo "i" nelle condizioni di carico di quel momento.

$$T_{i_MAX} = (F_{iDS} + F_{iOS}) * \mu * R_r / 1000$$

Massima coppia motrice applicabile al Rullo "i" nelle condizioni di carico di quel momento.

Definito $-0.05 < K_m < 1$ un coefficiente correttivo definibile dall'operatore

risulta essere definito il valore della coppia che il motore scarica sul singolo Rullo "i".

$$T_i = K_m * (F_{iDS} + F_{iOS}) * \mu * R_r / 1000 = K_m * T_{i_MAX}$$

Che deve rispettare la condizione generale:

$$T_{i_min} \ll T_i < T_{i_MAX} < T_{nom}$$

Dove " T_{nom} " è la coppia nominale resa dal motoriduttore all'albero di uscita.

Caratteristiche dei motoriduttori:

$n_{nom} = 1480$ (g/min) numero di giri all'albero motore.

$\tau = 18,81$ rapporto di trasmissione.

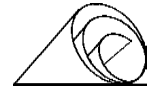
$\Pi_{nom} = 11 \text{ kW}$ potenza nominale.

$$T_{nom} = \Pi_{nom} * 1000 * (60 * \tau / (2 * PI * GRECO() * n_{nom})) = 1335 \text{ Nm}$$

Si definisce inoltre una *coppia limite*, utile per fissare le condizioni di riferimento nel momento in cui non vi sia ancora col materiale un carico di contatto sufficiente.

$$T_{lim} = K_{lim} * T_{nom} \text{ (Nm)}$$

con: $K_{lim} = 0.4$ (coefficiente di limitazione della coppia a vuoto)



c) *Caratteristiche di “Stiramento” del materiale*

Il Rullo1 ed il Rullo7 non sono motorizzati, mentre sono dotati di “Encoder” per consentire la misura delle velocità periferiche in ingresso ed in uscita alla macchina.

Vengono di conseguenza definite le grandezze:

f_1 (Hz) *frequenza* letta sul Rullo1 con l’Encoder 3.2.4.1-B101;

f_7 (Hz) *frequenza* letta sul Rullo7 con l’Encoder 3.2.4.1-B701;

V_1 (m/sec) *velocità periferica* del Rullo1 (misurata);

V_7 (m/sec) *velocità periferica* del Rullo7 (misurata);

V_{Nin} (m/sec) *velocità del nastro in ingresso* alla macchina;

V_{Nout} (m/sec) *velocità del nastro in uscita* alla macchina;

Dove, approssimando, si assume che:

$$V_{Nin} = V_1 = 2 * PI.GRECO() * f_1 * R_r / 1000$$

$$V_{Nout} = V_7 = 2 * PI.GRECO() * f_7 * R_r / 1000$$

La “Tenso-Spianatrice a 7 Rulli”, lavorando, produce una riduzione dello spessore fra ingresso ed uscita. Detti:

sp_{Nin} (mm) *spessore* del nastro in *ingresso*;

sp_{Nout} (mm) *spessore* del nastro in *uscita*;

Per la continuità della portata in massa del materiale fra ingresso ed uscita, ed assunti come trascurabili l’effetto locale e la riduzione di larghezza:

$$V_{Nin} < V_{Nout}$$

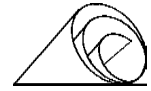
$$V_{Nin} * sp_{Nin} = V_{Nout} * sp_{Nout}$$

E cioè:

$$sp_{Nout} / sp_{Nin} = V_{Nin} / V_{Nout} = f_1 / f_7$$

Come indice delle condizioni di deformazione permanente imposte al nastro si definisce la grandezza “*Stiramento percentuale*”:

$$\lambda = ((sp_{Nin} - sp_{Nout}) / sp_{Nin}) * 100 = (1 - (f_1 / f_7)) * 100 \quad (\text{lambda}\%)$$



Riferimenti notevoli e transitori

Tenendo conto delle caratteristiche del circuito idraulico, sono imposte le seguenti *velocità verticali di transizione*:

- *Normale* $V_{vn} = 100 \text{ mm/sec}$
- *Lenta* $V_{vl} = 25 \text{ mm/sec}$
- *Di Accostamento* $V_{va} = 25 \text{ mm/sec}$
- *Di Regolazione* $V_{vr} = 25 \text{ mm/sec}$

Ad eccezione della fase di Regolazione propriamente detta, viene assegnato anche il valore della accelerazione/decelerazione massima, con cui realizzare il passaggio fra i vari livelli di rapidità di spostamento in transizione.

- *Accelerazione massima* $Aa = 200 \text{ mm/sec}^2$

Questo implica la definizione di un “*Tempo caratteristico di rampa*”, definito come il tempo necessario a realizzare l’accelerazione di un Rullo da velocità nulla (0) e velocità massima ($W_n = 100 \text{ mm/sec}$), e analogamente per la fase di decelerazione:

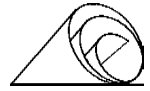
- *Tempo di rampa* $tr = V_{vn}/Aa = 0.5 \text{ sec}$

Facendo riferimento alla posizione del Rullo, sono definite le *posizioni notevoli*:

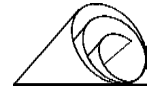
- *Riposo* $y_{MAX} \text{ (mm)}$ (cfr. procedure di taratura)
- *Attesa (Waiting)* $y_{i_W} = sp_N + g_i \text{ (mm)}$ ($i = 2; 4; 6$); dove:
Apertura (gap) $g_i \text{ (mm)}$ ($i = 2; 4; 6$)
- *Prossimità (Proximity)* $y_{i_P} = sp_N + 25 \text{ (mm)}$
- *Contatto (Contact)* $y_{i_C} = sp_N$
- *a Ridotta penetrazione* $y_{i_R} = Kr * y_{i_O} \text{ (mm)}$ ($i = 2; 4; 6$)
Coeff. Riduzione penetraz. $Kr = 0.8$
- *Lavoro (Operating)* $y_{i_O} \text{ (mm)}$ ($i = 2; 4; 6$); (cfr. descrizione di funzionamento)
- *Fine Corsa* $y_{min} \text{ (mm)}$ (cfr. procedure di taratura)

Di conseguenza sono anche definite le *fasi di transizione notevoli*:

- *Chiusura normale.* Questa fase viene realizzata in discesa nel tratto definito da:
 $y_{MAX} > y_i > y_{i_P}$



- *Chiusura lenta*. Questa fase viene realizzata in discesa nel tratto definito da:
$$y_{i_P} > y_i > y_{i_C}$$
- *Accostamento*. Questa fase viene realizzata *solo in discesa* nel tratto definito da:
$$y_{i_C} > y_i > y_{i_O}$$
- *Regolazione*. Questa fase viene realizzata imponendola condizione:
$$y_i = y_{i_O}$$
- *Apertura normale*. Questa fase viene realizzata in salita nel tratto definito da:
$$y_{i_O} < y_i < y_{i_P}$$
- *Apertura lenta*. Questa fase viene realizzata in salita nel tratto definito da:
$$y_{i_P} < y_i < y_{i_{MAX}}$$



DESCRIZIONE DI FUNZIONAMENTO

La macchina è integrata nel sistema di automazione, ed opera sostanzialmente in due modi:

- a) *Modo AUTOMATICO.*
- b) *Modo MANUALE.*

a) *Modo AUTOMATICO*

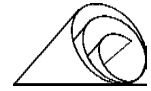
La macchina LAVORA integrata nelle fasi produttive ed è attiva durante la fase di svolgimento (UNCOILING). La sua operatività è così descritta:

<i>TABELLA 1 - DESCRIZIONE GENERALE MODO AUTOMATICO</i>				
<i>SEGNALE DI ATTIVAZIONE</i>	<i>FASE</i>	<i>POSIZIONI</i>	<i>VELOCITA' LIMITE DI TRANSIZIONE</i>	<i>MODO DI CONTROLLO DEI MOTORI</i>
	Macchina a riposo	$y_2=y_4=y_6=y_{MAX}$		$V_2=V_3=V_4=V_5=V_6=1.05 \cdot V_{out}$ P-R FCR $T_2; T_3; 4; T_5; T_6 < T_{lim}$
Tilting F. CR.		$y_{MAX} > y_2 > y_{2_W}$ $y_{MAX} > y_4 > y_{4_W}$ $y_{MAX} > y_6 > y_{6_W}$	$V_{v2}=V_{v4}=V_{v6}=V_{vn}=100$ mm/sec	$V_2=V_3=V_4=V_5=V_6=1.05 \cdot V_{out}$ P-R FCR $T_2; T_3; 4; T_5; T_6 < T_{lim}$
	Macchina in attesa	$y_2=y_{2_W}$ $y_4=y_{4_W}$ $y_6=y_{6_W}$		$V_2=V_3=V_4=V_5=V_6=1.05 \cdot V_{out}$ P-R FCR $T_2; T_3; 4; T_5; T_6 < T_{lim}$
Tracking Crop-Shear + xxx (m)		$y_{2_W} > y_2 > y_P$ $y_{4_W} > y_4 > y_P$ $y_{6_W} > y_6 > y_P$	$V_{v2}=V_{v4}=V_{v6}=V_{vn}=100$ mm/sec	$V_2=V_3=V_4=V_5=V_6=1.05 \cdot V_{out}$ P-R FCR $T_2; T_3; 4; T_5; T_6 < T_{lim}$
		$y_P > y_2 > y_C$ $y_P > y_4 > y_C$ $y_P > y_6 > y_C$	$V_{v2}=V_{v4}=V_{v6}=V_{vl}=25$ mm/sec	$V_2=V_3=V_4=V_5=V_6=1.05 \cdot V_{out}$ P-R FCR $T_2; T_3; 4; T_5; T_6 < T_{lim}$
	<i>PRESA DI CARICO</i> <i>Tabella 2</i>	$y_C > y_2 > y_{2_O}$ $y_C > y_4 > y_{4_O}$ $y_C > y_6 > y_{6_O}$	$V_{v2}=V_{v4}=V_{v6}=V_{va}=25$ mm/sec	<i>Controllo velocità e/o coppia in fase di transizione. (Tabella 2)</i>
	Regolazione <i>Tabella 2</i>	$y_2=y_{2_O}$ $y_4=y_{4_O}$ $y_6=y_{6_O}$	$V_{v2}=V_{v4}=V_{v6} < V_{vr}=25$ mm/sec	$V_2; V_3; V_4; V_5; V_6 < V_7$ <i>CONTROLLO COPPIA (Tabella 2)</i>
No Mat. on mandrel F. CR		$y_{2_R} > y_2 > y_{2_O}$ $y_{4_R} > y_4 > y_{4_O}$ $y_{6_R} > y_6 > y_{6_O}$	$V_{v2}=V_{v4}=V_{v6}=V_{vr}=25$ mm/sec	$V_2; V_3; V_4; V_5; V_6 < V_7$ <i>CONTROLLO COPPIA (Tabella 2)</i>
	Regolazione "ridotta"	$y_2=y_{2_O}$ $y_4=y_{4_O}$ $y_6=y_{6_O}$	$V_{v2}=V_{v4}=V_{v6} < V_{vr}=25$ mm/sec	$V_2=V_3=V_4=V_5=V_6=1.05 \cdot V_{out}$ P-R FCR $T_2; T_3; 4; T_5; T_6 < T_{lim}$
No Mat. In F1	<i>APERTURA</i> <i>Tabella 3</i>	$y_{MAX} > y_2 > y_{2_R}$ $y_{MAX} > y_4 > y_{4_R}$ $y_{MAX} > y_6 > y_{6_R}$	<i>VARIABILI SEQUENZIATE</i> <i>Tabella 3</i>	$V_2=V_3=V_4=V_5=V_6=1.05 \cdot V_{out}$ P-R FCR $T_2; T_3; 4; T_5; T_6 < T_{lim}$



TABELLA 2 - PRESA DI CARICO E REGOLAZIONE				
RULLO N°	POSIZIONE	VELOCITA' LIMITE DI TRANSIZIONE	CARICO VERTICALE	MODO DI CONTROLLO DEI MOTORI
2	y_C>y2>y2_O	Vv2=Vva=25 mm/sec	F2DS+F2OS< <15,000 (N)	V2=1.05*Vout P-R FCR T2<T_lim
			F2DS+F2OS> >15,000 (N)	T2=min(Km*T2_MAX; T_nom) V2<max(V7; 1.05*Vout P-R FCR)
3			(F2DS+F2OS) OR (F4DS+F4OS)< <15,000 (N)	V2=1.05*Vout P-R FCR T3<T_lim
			(F2DS+F2OS) AND (F4DS+F4OS)> >15,000 (N)	T3=min(T2; T4) V3< max(V7; 1.05*Vout P-R FCR)
4	y_C>y4>y4_O	Vv4=Vva=25 mm/sec	F4DS+F4OS< <15,000 (N)	V4=1.05*Vout P-R FCR T4<T_lim
			F4DS+F4OS> >15,000 (N)	T4=min(Km*T4_MAX; T_nom) V4< max(V7; 1.05*Vout P-R FCR)
5			(F4DS+F4OS) OR (F6DS+F6OS)< <15,000 (N)	V5=1.05*Vout P-R FCR T5<T_lim
			(F4DS+F4OS) AND (F6DS+F6OS)> >15,000 (N)	T5=min(T4; T6) V5< max(V7; 1.05*Vout P-R FCR)
6	y_C>y6>y6_O	Vv6=Vva=25 mm/sec	F6DS+F6OS< <15,000 (N)	V6=1.05*Vout P-R FCR T6<T_lim
			F6DS+F6OS> >15,000 (N)	T6=min(Km*T6_MAX; T_nom) V6< max(V7; 1.05*Vout P-R FCR)

TABELLA 3 - SEQUENZA DI APERTURA				
RULLO N°	SEGNALE DI ATTIVAZIONE	POSIZIONE	VELOCITA' LIMITE DI TRANSIZIONE	MODO DI CONTROLLO DEI MOTORI
2	No Mat. In F1	y2_R>y2>y_C	Vv2=Vvn=100mm/sec	V2=1.05*Vout P-R FCR T2<T_lim
		y2=y_C	y2_C>y2>y_MAX	Vv2=Vvl=25 mm/sec V2=1.05*Vout P-R FCR T2<T_lim
4		y4_R>y4>y_C	Vv4=Vvn=100mm/sec	V4=1.05*Vout P-R FCR T4<T_lim
		y4=y_C	y4_C>y4>y_MAX	Vv4=Vvl=25 mm/sec V4=1.05*Vout P-R FCR T4<T_lim
6		y6_R>y6>y_C	Vv6=Vvn=100mm/sec	V6=1.05*Vout P-R FCR T6<T_lim
		y6=y_C	y6_C>y6>y_MAX	Vv6=Vvl=25 mm/sec V6=1.05*Vout P-R FCR T6<T_lim

***IMPORTANTE:***

Il segnale di START UNCOILING può essere rilasciato solo se la macchina è aperta di almeno 20 mm oltre lo spessore della barra processata.

b) Modo MANUALE

La macchina opera sotto supervisione dell'operatore, è una modalità riservata ad operazioni di manutenzione. L'operatore può impostare autonomamente da tastiera o sistema HMI il riferimento di velocità della macchina e quelli di posizione dei rulli superiori e dare i comandi relativi.

In modalità manuale la macchina può essere gestita anche dal pulpito locale +DS4N1 che consente di alzare o abbassare singolarmente i 3 rulli mobili e far ruotare in "jog" avanti/indietro i Rulli.

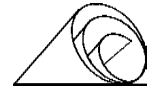
E' dotato di un selettore *LOCALE/BLOCCO/REMOTO* con le seguenti funzionalità:

- 1) *LOCALE*: consente le movimentazioni associate ai pulsanti presenti e causa il passaggio della macchina in modo *MANUALE* con il riferimento di velocità impostato a sistema HMI.
- 2) *REMOTO*: il pulpito locale non è abilitato alle manovre.
- 3) *BLOCCO*: la funzionalità della macchina è bloccata. Non è possibile operare alcuna movimentazione.

ATTENZIONE:

Si tratta di un blocco non di sicurezza ma solo operativo. Per poter operare sulla macchina vanno intercettate le alimentazioni idrauliche ed elettriche

Pur essendo in via di principio possibile produrre con la macchina in modo manuale, questa operazione è sconsigliata (la direzione di produzione potrebbe richiedere che la fase di svolgimento sia possibile solo con la macchina in AUTOMATICO).



6. CONTROLLI DI REGOLAZIONE E SICUREZZA

Il sistema di automazione deve provvedere al migliore utilizzo possibile della macchina e proteggerla da situazioni potenzialmente pericolose. Il sistema deve perciò implementare per ogni singola traversa mobile i seguenti controlli di regolazione e sicurezza:

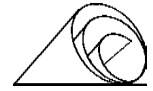
a) *Controllo di posizione*

Per ogni traversa mobile sono installati i seguenti sensori ed attuatori:

<i>Traversa rullo 2</i>	trasduttore di posizione lato motore (DS)	3.2.4.1-B211
	trasduttore di posizione lato operatore (OS)	3.2.4.1-B212
	servovalvola lato motore (DS)	3.2.4.1-Y201
	servovalvola lato operatore (OS)	3.2.4.1-Y202
	elettrovalvola di sblocco servovalvole	3.2.4.1-Y211
	trasduttore di pressione lato motore (DS)	3.2.4.1-B213
	trasduttore di pressione lato operatore (OS)	3.2.4.1-B214
<i>Traversa rullo 4</i>	trasduttore di posizione lato motore (DS)	3.2.4.1-B411
	trasduttore di posizione lato operatore (OS)	3.2.4.1-B412
	servovalvola lato motore (DS)	3.2.4.1-Y401
	servovalvola lato operatore (OS)	3.2.4.1-Y402
	elettrovalvola di sblocco servovalvole	3.2.4.1-Y411
	trasduttore di pressione lato motore (DS)	3.2.4.1-B413
	trasduttore di pressione lato operatore (OS)	3.2.4.1-B414
<i>Traversa rullo 6</i>	trasduttore di posizione lato motore (DS)	3.2.4.1-B611
	trasduttore di posizione lato operatore (OS)	3.2.4.1-B612
	servovalvola lato motore (DS)	3.2.4.1-Y601
	servovalvola lato operatore (OS)	3.2.4.1-Y602
	elettrovalvola di sblocco servovalvole	3.2.4.1-Y611
	trasduttore di pressione lato motore (DS)	3.2.4.1-B613
	trasduttore di pressione lato operatore (OS)	3.2.4.1-B614

Sul blocco idraulico di distribuzione a terra, viene misurata la pressione lato stelo comune a tutti e 6 i cilindri delle 3 traverse mobili attraverso

trasduttore di pressione	3.2.4.1-B001
--------------------------	--------------



Dettagli sulla tipologia e caratteristiche dei sensori ed attuatori sono presentati nella Motor, Component, Sensor List Doc 4710824

Il *controllo di posizione*, ha la funzione di garantire che il cilindro idraulico stia nella posizione desiderata con un'accuratezza di 1/10 di mm.

Un errore di 5 mm tra riferimento del loop di regolazione e posizione misurata, causa un *allarme di guasto idraulico*, poiché il sistema non sta seguendo la posizione impostata. Permanendo l'anomalia per oltre 5sec, viene reso attivo il comando di apertura della singola traversa (cfr. Tab. 3).

ATTENZIONE: questo intervento non viene eseguito se è già attivo il *controllo di sovraccarico* e non è attivo il *controllo di sbilanciamento*.

Se durante la fase in cui la traversa è comandata ad aprire l'errore aumenta e supera il valore di 10 mm, allora viene bloccata idraulicamente chiudendo la relativa "check-valve".

b) *Controllo di sbilanciamento*

Il sistema di controllo deve verificare che lo scostamento tra lato motore (DS) e lato operatore (OS) non superi la massima soglia consentita di 5 mm.

Questo errore causa un *allarme di guasto idraulico*, poiché il sistema non sta seguendo la posizione impostata. Permanendo l'anomalia per oltre 5sec, viene reso attivo il comando di apertura della singola traversa (cfr. Tab. 3).

Se durante la fase in cui la traversa è comandata ad aprire l'errore aumenta e supera il valore di 10 mm, allora viene bloccata idraulicamente chiudendo la relativa "check-valve".

c) *Controllo di sovraccarico*

Dopo aver calcolato la forza di schiaccio di ogni singolo cilindro, va verificato che nessuna ecceda il massimo valore ammesso. I massimi di riferimento dei carichi sono di 75 kN per lato e di 150 kN totali per traversa.

In caso di attivazione di questa sicurezza la macchina dovrà aprirsi in regolazione fino a ripristino del limite massimo di carico imposto.

d) *Controllo di plausibilità delle misure*

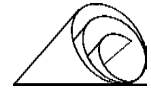
Tutti i trasduttori di misura vanno filtrati con una variazione ammissibile nell'unità di tempo. Se lo strumento risulta non corretto (variazione repentina della misura tra 2 cicli macchina successivi) va attivata un'opportuna segnalazione.

e) *Controllo dello stiramento*

Viene memorizzato un valore teorico massimo atteso dello stiramento percentuale del materiale " λ_t ". Se il suo valore attuale supera il valore calcolato come nel paragrafo 5.c per più di 5 sec dopo la presa di carico, viene dato il comando di apertura in regolazione a tutti i rulli, facendo sì che:

$$y_i = 0 \text{ mm } (i = 2; 4; 6)$$

Contemporaneamente si genera un allarme di massimo stiramento consentito.



Verifica di carico

Il valore del carico verticale sulla traversa è calcolato utilizzando il valore della pressione di alimentazione del *Servo-System* “PP” a 250 bar, misurato in fase di calibrazione. I valori attuali di “PP” letti durante le fasi di regolazione sono utilizzati solo come segnalazione. Una differenza fra il valore di calibrazione ed il valore attuale > di 10 bar per oltre 10 sec attiva un segnale di allarme “anomalia impianto idraulico”.

f) Verifica della coppia a vuoto

Il valore della coppia erogata dai motori nella fase di attesa “W”(motori a regime di velocità costante), sia acquisito e confrontato con il valore di “Ti-vuoto” acquisito e memorizzato nella fase di calibrazione. Constatando fra i due valori una differenza del 100% per un tempo superiore a 10 sec dare segnalazione di allarme per “anomalia meccanica”.

7. DOCUMENTAZIONE DI RIFERIMENTO

- | | | |
|----|---|--|
| a) | 047 D 0003 2 2 A | assieme raddrizzatrice |
| b) | 047 D 0003 1 2 A | assonometria raddrizzatrice |
| c) | S055 HF 01 0 0 A | schema di layout generale impianto |
| d) | S055 HF 02 0 0 A | schema banco di distribuzione |
| e) | S055 HF 04 0 0 A | schema blocchi a bordo Stress-Leveller |
| f) | Doc 4710824 rev 2 | Motor, Component, Sensor List |
| g) | Set Data-sheet strumentazione ed attuatori utilizzati | |
| h) | Lista scambio dati PLC =XU2A v. 2.0 | |

8. CONSENSI ED INTERBLOCCHI

La macchina interblocca lo START UNCOILING se o non è aperta a $y > sp_N + 20$ (mm) oppure non è in AUTOMATICO.

Un guasto ad un azionamento comporta una segnalazione di allarme ma non pregiudica il funzionamento della macchina (va prevista una ripartizione della mancata coppia erogata).

Un guasto ad un strumento *di posizione* (mancata plausibilità delle misure) comporta l'apertura della traversa interessata, comandando le servovalvole in apertura con un segnale fisso e costante, pari al 20% del valore di fondo scala e per la durata di 20 sec.

Il guasto ad uno strumento *di pressione* va visualizzato, ma non comporta alcuna reazione di blocco. La casistica prevista è la seguente:



- a) Se si guasta lo strumento di misura della pressione generale di linea PP: si invia un allarme di guasto, essendo reso impossibile il confronto fra la misura attuale e quella di calibrazione utile per la gestione in automatico della macchina.
- b) Se si guasta lo strumento di misura di un solo lato (OS o DS) per una traversa: si invia un allarme di guasto e si utilizza il segnale di misura del lato opposto. La gestione in automatico della macchina utilizza gli strumenti di misura di pressione per una limitazione del carico e per il calcolo della coppia da erogare sul motore: quindi l'operazione indicata ha limitate ripercussioni, purchè si provveda tempestivamente al ripristino dello strumento.
- c) Un guasto di entrambi gli strumenti di misura di una traversa comporta l'*apertura della traversa* interessata, comandando le servovalvole in apertura con un segnale fisso e costante, pari al *20% del valore di fondo scala e per la durata di 20 sec.*

9. INTERFACCIA UOMO-MACCHINA (HMI)

La macchina è interfacciata con gli operatori tramite tastiere programmabili e sistema HMI collocati nel pulpito principale finitore +DS3 e dalla cassetta comando locale (di seguito definita come CCL) +DF1M1.

L'elenco dettagliato delle informazioni scambiate tra il sistema di automazione tensio-spianatrice e sistema di automazione linea ISP è specificato nel documento "Scambio dati PLC XU2A v. 2.0"

10. MESSA IN SICUREZZA – ARRESTI DI EMERGENZA

a) Messa in sicurezza

La macchina deve essere condotta da operatori addestrati. Prima di intervenire sulla macchina, questa deve essere posta nello stato a "Energia Zero".

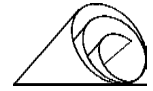
Questo implica che deve essere sezionata fisicamente l'alimentazione sia elettrica che idraulica agli organi di comando (motori elettrici e cilindri idraulici).

b) Arresti di Emergenza

La macchina è integrata nel sistema di Arresti di Emergenza della linea ISP in particolare:

1. **STOP UNCOILING** da pulpito finitore +DS3

Viene premuto per bloccare il processo di laminazione, il sistema di automazione ISP invierà al PLC tensio-spianatrice =XU2A un segnale di Arresto Rapido cui corrisponde un arresto degli azionamenti con la massima rampa di velocità possibile ed una contemporanea apertura dei 3 rulli mobili 2, 4 e 6 fino a $y_i = y_{MAX}$, con le caratteristiche indicate in Tab. 3.



2. **EMERGENZA OLIO** da pulpito finitore +DS3

Viene premuto per bloccare il flusso di olio nei banchi valvole dell'area finitore a fronte di un incendi o perdita rilevante. L'emergenza agisce direttamente sul Quadro Emergenza olio =UF1 +E1G727 che disalimenta le valvole di blocco dei banchi valvole interessati. Nessun segnale è inviato al PLC tenso-spianatrice =XU2A.

3. **EMERGENZA** da pulpito locale +DG2M1/+DF1M1

Viene premuto per bloccare la macchina per sistuazioni di emergenza. Un contatto NC agirà sul relè di sicurezza del sistema di automazione della tenso-spianatrice che bloccherà immediatamente gli impulsi di commutazione degli azionamenti (pulse freigabe), i contattori di linea ed intercetterà l'alimentazione della valvola di blocco delle utenze tenso-spianatrice 3.2.4.1-Y002.

4. **EMERGENZA** da fronte quadro azionamenti +E1G535

Viene premuto per disalimentare il quadro azionamenti tenso-spianatrice. Provoca l'apertura dell'interruttore di arrivo linea del quadro azionamenti disalimentando la bobina di minima tensione.

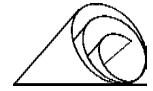
12.PROCEDURE DI CALIBRAZIONE

Si distinguono tre differenti misure (dirette o indirette) per cui è necessaria o consigliabile una calibrazione degli strumenti di misura, per poter eseguire il controllo e la regolazione della macchina:

- a) *Posizioni dei pistoni idraulici.*
- b) *I carichi verticali dei Rulli Superiori.*
- c) *Coppie a vuoto dei motori.*

a) *Posizioni dei pistoni idraulici*

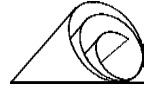
1. Ridurre al valore di 50 bar la pressione di alimentazione del *Servo-System*.
2. Sollevare tutte le traverse superiori fino a stelo interamente rientrato.
3. Posizionare una barra di *spessore* noto e pari a 100 mm ad una distanza di 650 mm dall'asse verso Lato Operatori (OS) (La barra deve appoggiare almeno su Rullo1 e Rullo3).



4. Posizionare una barra di *spessore* noto e pari a *100 mm* ad una distanza di *650 mm* dall'asse verso Lato Motori (DS) (La barra deve appoggiare almeno su Rullo1 e Rullo3).
5. Fare scendere la traversa del Rullo2 fino a contatto con le due barre inserite. Compiuta la discesa venga scaricato il carico idraulico (Check valves chiuse; microtubo montato sulle due minimess di entrambi i pistoni d'una traversa).
6. Assegnare alla misura del Temposonic il valore di y_2 corrispondente allo spessore inserito (*100 mm*).
7. Fare sollevare la traversa del Rullo2 in posizione tutta alta, assegnando il valore letto alla variabile " y_{MAX} ".
8. Togliere le due barre precedentemente inserite.
9. Fare scendere la traversa del Rullo2 fino a fine corsa inferiore, assegnando il valore letto alla variabile " y_{min} ".
10. Sollevare la traversa del Rullo2 fino a stelo interamente rientrato.
11. Eseguire dal punto "3" la stessa procedura per la traversa del Rullo4 (da garantire è l'appoggio su Rullo3 e Rullo5).
12. Eseguire dal punto "3" la stessa procedura per la traversa del Rullo6 (da garantire è l'appoggio su Rullo5 e Rullo7).

b) I carichi verticali dei Rulli Superiori

1. Portare il valore della pressione di alimentazione del *Servo-System "PP"* a *250 bar* confrontando la misura del trasduttore di pressione "*3.2.4.1-B001*" con un manometro campione. Il valore letto in fase di calibrazione viene inserito come dato per il calcolo dei carichi.
2. Verificare che non vi siano blocchi o impedimenti meccanici alla movimentazione delle traverse.
3. Utilizzando la funzione "controllo di posizione", portare tutte le traverse in una posizione intermedia ed arbitraria: $y_{MAX} > y_i > y_{min}$.
4. Mantenendo attiva la regolazione di posizione, misurare il valore della pressione "*PAiOS*" e "*PAiDS*", confrontandola con il valore letto su di un manometro campione.
5. I valori letti saranno coincidenti con i valori delle pressioni definite "pressioni di equilibramento, e verranno quindi inseriti come valori delle variabili "*PEiOS*" e "*PEiDS*", necessarie per il calcolo dei carichi verticali.



I dati di riferimento quantitativi teorici da confrontare per valutare la plausibilità delle misure di pressione citate sono i seguenti:

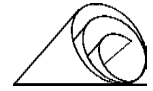
$$PEiDS = 165.3 \text{ bar}$$

$$PEiOS = 166 \text{ bar}$$

$$DFi = DPAi * AA * 9.81 \quad \text{per } DPAi = 10 \text{ bar allora } DFi = 12039 \text{ N}$$

c) *Coppie a vuoto dei motori*

1. Verificare che i rulli non abbiano impedimenti meccanici alla rotazione o contatti sulle parti da porre in rotazione.
2. Comandare la rotazione dei rulli ad una velocità periferica fissa (1 m/sec).
3. Misurare per ogni motore il valore della coppia erogata in questa fase e memorizzarlo come valore della coppia a vuoto " Ti_vuoto ".



13. INDICAZIONE DEI CRITERI E DEI VALORI DI PRIMA PROSSIMAZIONE DA ASSEGNARE ALLE VARIABILI OPERATIVE “ y_{i_O} ”

La “Tenso-spianatrice a 7 Rulli” viene gestita come descritto nel documento “UT4710903r1”. Le tre (3) traverse superiori sono comandate in posizione indipendentemente le une dalle altre.

Il criterio di assegnazione delle coordinate di regolazione “ y_{i_O} ” è il seguente:

1. Si assegna il valore massimo di riferimento per la deformazione locale di flessione “ ε ”, compatibilmente con quanto noto dalle osservazioni e dalla modellizzazione eseguita con “CSM”.
2. Assegnando una costante

$$0 < k_i < 1 \quad (i = 2;4;6)$$

a ciascuna traversa viene assegnato il valore risultante dal prodotto:

$$\varepsilon_i = \varepsilon * k_i$$

che consente di comporre una tabella “spessore del nastro/posizione operativa della traversa” per ogni traversa superiore.

3. Adottando un modello di calcolo semplificato (che tenga conto della sola flessione in modo elementare), si assegna la funzione

$$y_{i_O} = \text{funzione} (\varepsilon_i; sp_N)$$

1. MASSIMA FLESSIONE LOCALE

Il valore di primo tentativo assegnato ad “ ε ”, in ragione delle esperienze acquisite a tutt’oggi è: $\varepsilon = 0.027$

2. COSTANTI

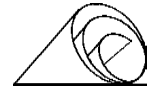
Le costanti di primo tentativo che vengono utilizzate sono le seguenti:

$$k_2 = 1.0$$

$$k_4 = 0.7$$

$$k_6 = 0.5$$

che consentono di realizzare “penetrazioni” decrescenti fra ingresso ed uscita della macchina.



3. FUNZIONE APPROSSIMATA

Il valore delle “ \square_i ” così determinato, viene utilizzato per comporre tre tabelle di “posizionamento” per le tre traverse superiori tramite l’uso della correlazione generale:

$$y_{i_O} = sp_N - ((2 * sp_N / \varepsilon_i) - RADQ((2 * sp_N / \varepsilon_i)^2 - L^2)) / 2$$

Dove:

$L = 450 \text{ mm}$ passo fra i rulli “omologhi”

VALORI DELLE GRANDEZZE DI REGOLAZIONE DI PRIMO TENTATIVO					
(19/12/01)					
Sp_N (mm)	$y2_O$ (mm)	$y4_O$ (mm)	$y6_O$ (mm)	f (mm)	R (mm)
10.5	-61.2	-37.1	-22.8	71.7	194.4
12	-49.2	-29.2	-16.9	61.2	222.2
13.5	-40.0	-22.9	-12.1	53.5	250.0
15	-32.6	-17.6	-8.0	47.6	277.8
16.5	-26.4	-13.0	-4.4	42.9	305.6
18	-21.1	-9.0	-1.1	39.1	333.3
24	-4.9	+3.9	+9.7	28.9	444.4
30	+7.0	+14.0	+18.6	23.0	555.6

I valori intermedi risultano dal calcolo di linearizzazione effettuato dal PLC.

Altre grandezze “libere” cui assegnare un valore di primo tentativo sono le seguenti:

- Ritardo sul segnale di tracking Crop Shear

20 m

- Coefficiente correttivo per la coppia dei motori:

$Km = 0,5$

- Apertura aggiuntiva in fase di attesa (Waiting):

$g2 = 45 \text{ mm}$

$g4 = 35 \text{ mm}$

$g4 = 25 \text{ mm}$



17 – DISCAGLIATORE

Nel progetto iniziale, il discagliatore posto all'ingresso del laminatoio finitore, era dotato di una sola rampa da 200 bar con 33 ugelli disposti su due file, una sopra e una sotto (Fig. 1), con il quale si riteneva possibile asportare la scaglia della lamiera che si formava durante il riscaldamento al forno induzione e durante il mantenimento della temperatura al forno Cremona (scaglia secondaria).

Questo discagliatore, probabilmente adatto per discagliare bramme convenzionali soggette a lunghi periodi di riscaldamento durante il quale si forma una scaglia gonfia e friabile, facilmente asportabile, si è rivelato insufficiente per asportare completamente la scaglia dalla superficie della lamiera, in modo particolare nel tratto finale del nastro che rimanendo più a lungo nel forno Cremona e a contatto con il mandrino era più difficile da rimuovere. La Fig. 2 mostra, la parte terminale di un coil con le tracce di scaglia qui menzionate.

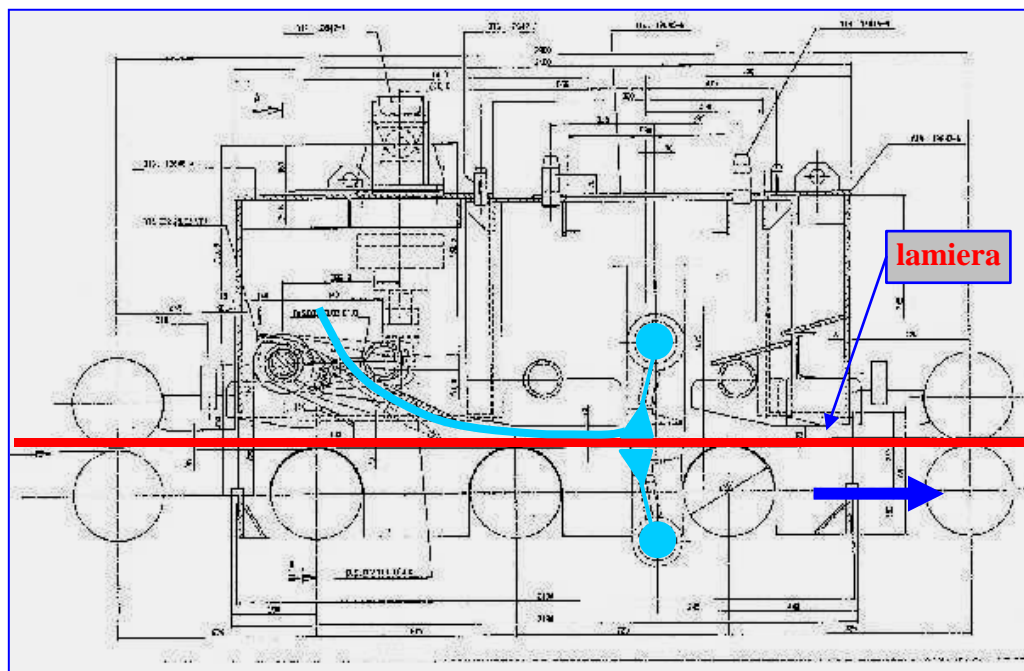


Fig. 1 - Disegno del primo discagliatore del laminatoio finitore, in azzurro il flusso dell'acqua

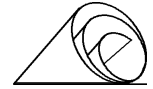


Fig. 2 - Parte terminale di un coil con tracce di scaglia residua

A fronte di questa situazione, non accettabile dal mercato dei coils di qualità al quale si stava puntando all'inizio del 1993, si diede corso ad un programma per eliminare o quantomeno ridurre questa anomalia.

Per prima cosa, fu attivata la seconda pompa di cui era dotato il discagliatore e aumentato la dimensione del foro degli ugelli da 2,5 mm a 3 mm, mantenendo la stessa pressione di 200 bar e riducendo la distanza tra ugelli e lamiera da 125 mm a 100 mm. Questo primo intervento portò un lieve miglioramento riducendo la dimensione delle aree non discagliate, ma non il loro numero, lasciando in ogni caso il fenomeno ad un livello non accettabile. Successivamente, verso la fine 1993, furono fatti dei test con un discagliatore rotante proposto da MDH. Il dispositivo, raffigurato in Fig. 3, era composto da tre ruote munite di ugelli spruzzatori, ciascuna azionata da un motore idraulico da 35 kW, in grado di imprimere loro una velocità di 1800 g/min, mentre la pressione specifica fornita da un gruppo pompe mobile poteva arrivare fino a 750 bar. Tuttavia, nonostante la pressione specifica fosse elevata i risultati furono deludenti, sia per la quantità di scaglia residua sia per le piste lasciate dagli ugelli. In Fig 4 e 5 sono evidenziate l'area coperta dagli ugelli e le trame descritte dal loro movimento sulla superficie dei nastri.

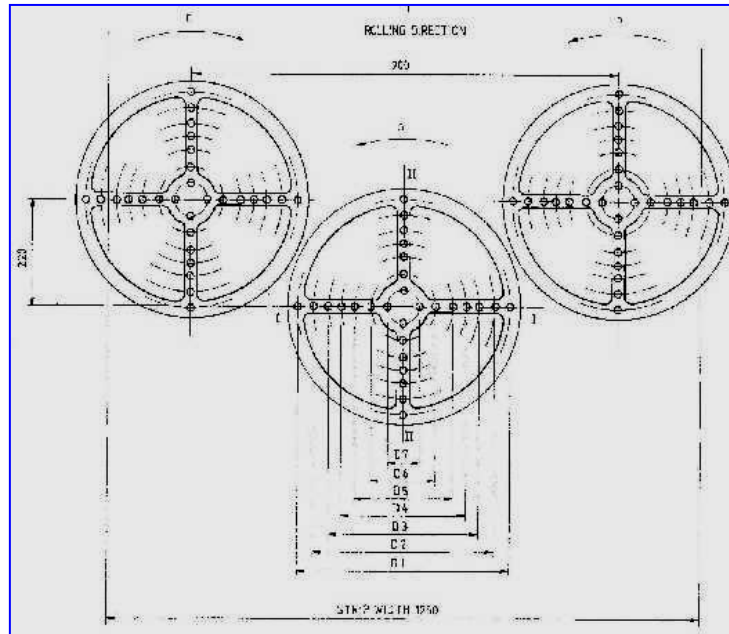
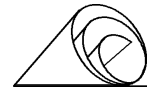


Fig. 3 - Schema del discagliatore rotante proposto da MDH.

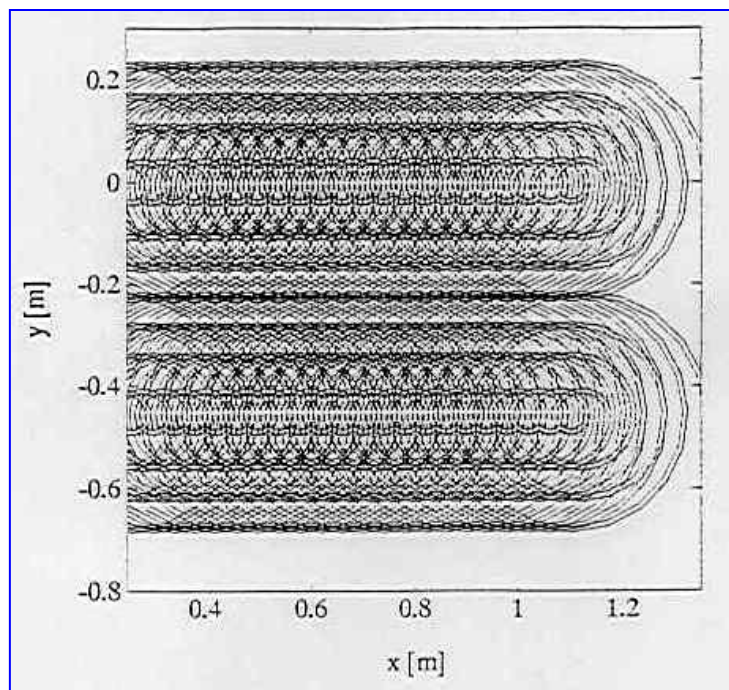


Fig. 4 - Tracce teoriche descritte da discagliatore rotante

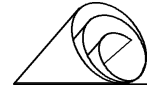


Fig. 5 - Particolare della parte terminale di un coil discagliato con il dispositivo di Fig.3

Da queste immagini, si può vedere come i risultati furono piuttosto limitati e senza dubbio peggiori delle condizioni precedenti, perciò, dopo alcune prove con differenti parametri operativi senza miglioramenti sostanziali, il progetto fu abbandonato.

Si è quindi proseguito con il discagliatore normale a 200 bar alimentato da due pompe fino alla fine del 1994, ottimizzando al meglio le condizioni operative (dimensione e distanza degli ugelli, temperatura della lamiera ecc.), migliorando la situazione senza però risolverla. Nel frattempo, a Gennaio 1995, con la ditta Hermetic furono provati altri due sistemi di discagliatura.

Uno rotante come il precedente suggerito da MDH ma con ruote più piccole e speciali ugelli in grado di operare anche a 15 mm di distanza dalla lamiera e un secondo composto da una rampettina fissa con 6 ugelli. I test furono eseguiti con e senza il discagliatore dell'impianto inserito e con pressioni comprese tra 400 e 450 bar. I risultati furono migliori rispetto al test MDH, ma anche in questo caso non sufficienti per eliminare completamente i residui di scaglia. Nella Fig. 6 è riportato il discagliatore rotante della ditta Hermetic, mentre nella 7 e nella 8 l'effetto di questi discagliatori sulla lamiera prima della laminazione, le Figg. 7a e 8a mostrano invece particolari degli stessi nastri dopo decapaggio.

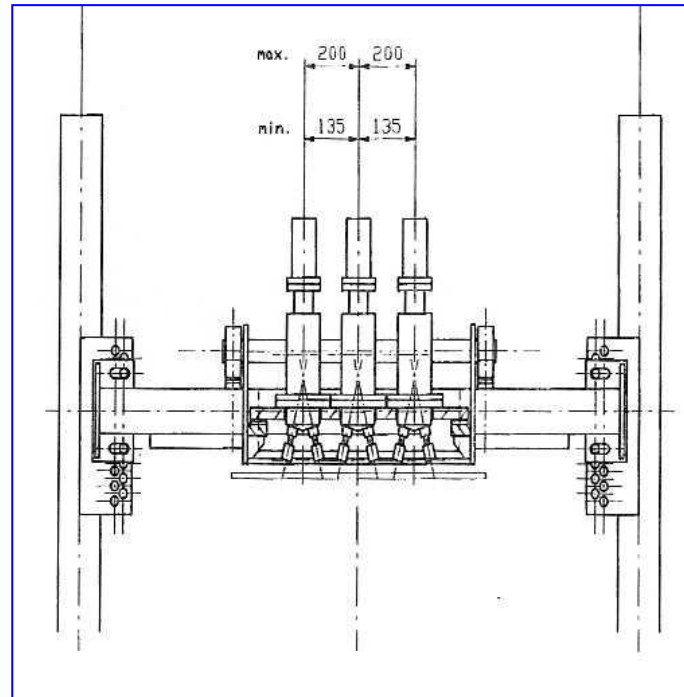
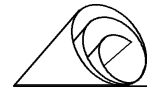


Fig. 6 - Schizzo del discagliatore rotante proposto dalla Ditta Hermetic

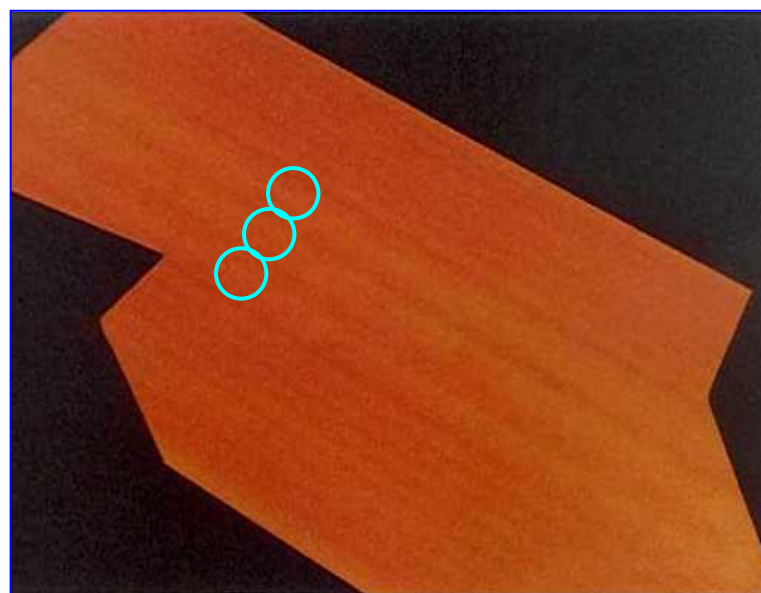
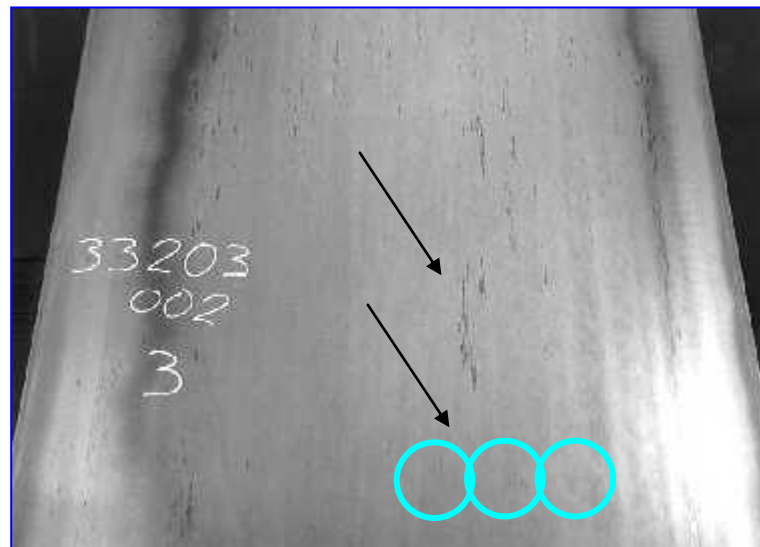
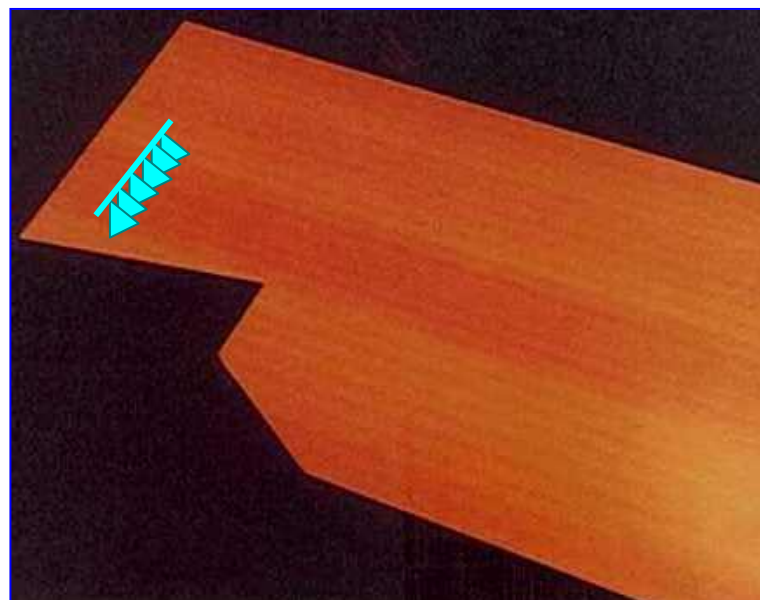


Fig. 7 - Effetto del discagliatore rotante della Hermetic, con 450 bar di pressione, sulla lamiera già discagliata a 200 bar



*Fig 7a - Particolare del nastro di Fig. 7 dopo decapaggio.
I tre cerchi rappresentano le tre ruote del discagliatore
e la loro zona d'influenza*



*Fig. 8 - Come si può notare, a parità di pressione (450 bar)
l'effetto della rampettina sulla temperatura della lamiera è
molto più evidente del discagliatore rotante*

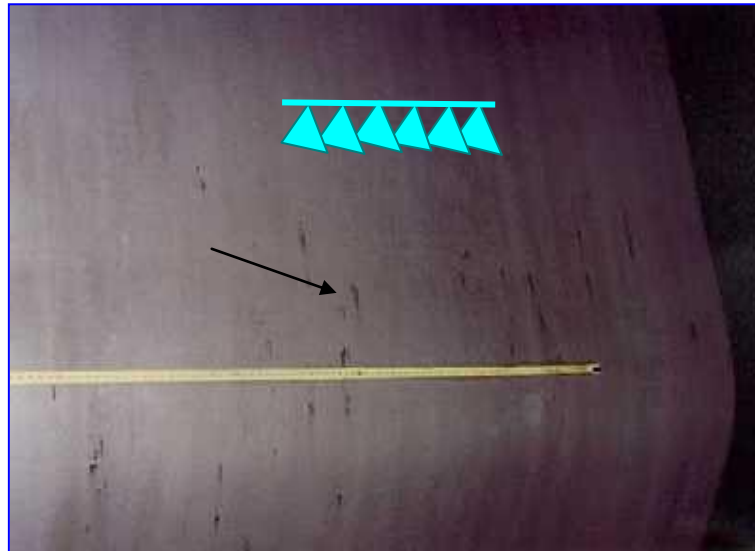
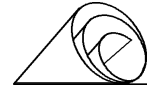


Fig. 8a - Particolare del nastro di fig. 8 dopo decapaggio, nella zona in cui ha operato la rampettina di prova sono ancora presenti le impronte della scaglia non asportata

Entrambi i sistemi evidenziarono dei limiti, specialmente quello rotante, perché nei punti di sovrapposizione delle ruote i getti si disturbavano a vicenda riducendo la loro efficienza (vedere frecce in Fig.7a). Con la rampa fissa invece, fu notato un miglioramento piuttosto evidente a fronte del quale in collaborazione con la ditta Hermetic fu predisposto un progetto per dotare il discagliatore con una seconda rampa da 400 bar.

Tale modifica fu realizzata a Gennaio 96 e i risultati furono subito buoni, anche se fu necessario ottimizzare le pressioni e le portate degli ugelli per evitare che le bande di raffreddamento causate dagli ugelli si trascinarono fino al nastro finito. La Fig. 9 mostra lo schema base del nuovo discagliatore con i flussi e le vie di fuga dell'acqua, mentre la Fig. 10, mostra un tratto di nastro discagliato con le due rampe da 200 + 400 bar in cui sono ben evidenti le bande lasciate dagli ugelli della seconda rampa da 400bar.

Un notevole contributo al miglioramento della discagliatura, oltre alla maggior pressione della seconda rampa, è stato dato dal sistema di raccolta ed evacuazione dell'acqua proveniente dagli ugelli, perché insieme all'acqua viene convogliata all'esterno anche la scaglia che si distacca dalla lamiera, evitando la formazione di piccolissime impronte note ai tecnici del settore come "salt and pepper".

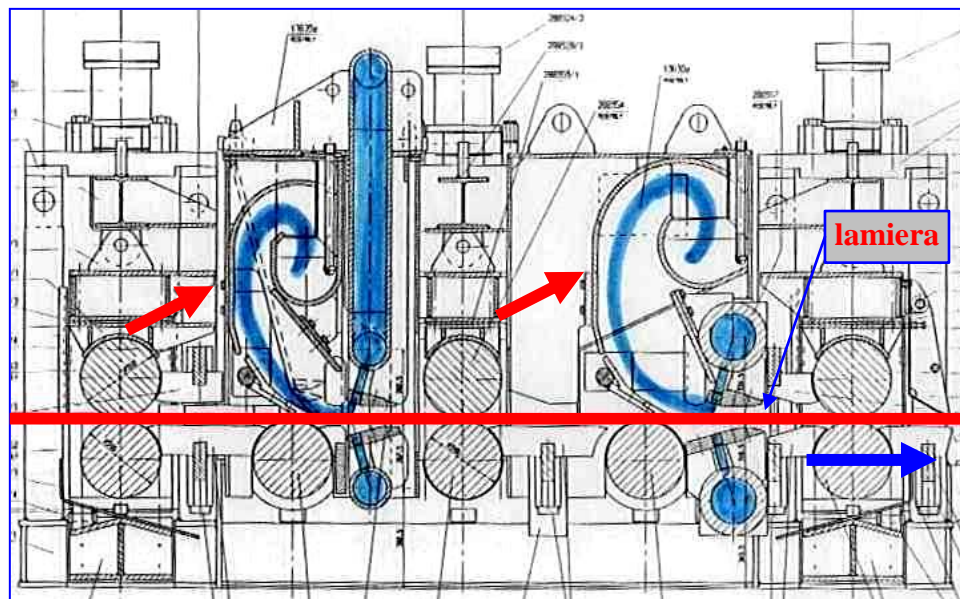


Fig. 9 - Schizzo del discagliatore a due rampe installato a Gennaio 1996

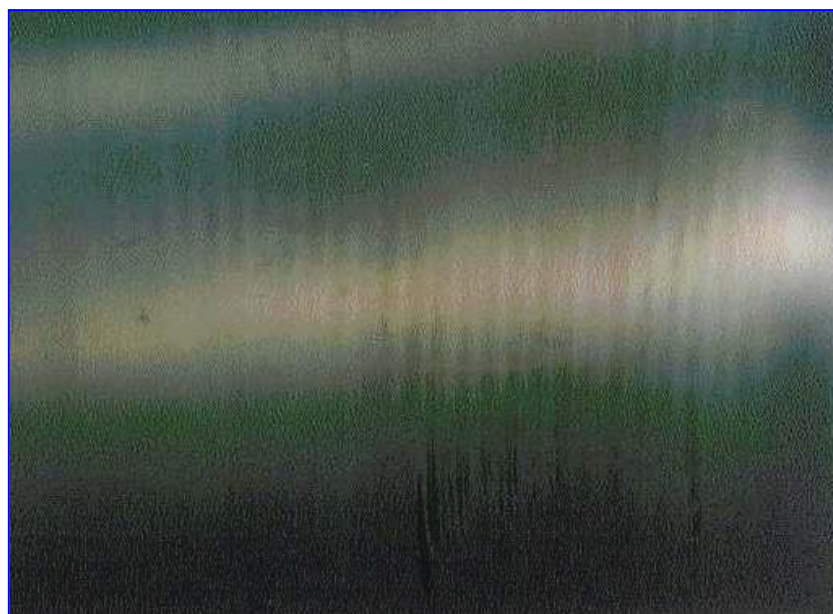
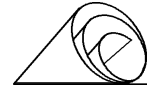


Fig. 10 - Particolare della superficie di un nastro spessore 1,5 mm con le impronte lasciate dagli ugelli della rampa da 400 bar del discagliatore



Dopo la fase di messa a punto, il problema scaglia si poteva considerare risolto per la totalità degli impieghi ai quali erano destinati i nastri I.S.P., infatti, pochissime impronte o residui di scaglia si potevano contare sull'intera superficie dei nastri (Fig. 11).

Tuttavia con l'affacciarsi a nuovi mercati e in particolare alla richiesta di nastri in acciaio basso carbonio e microlegati in spessori sottili da impiegare direttamente, anche le poche impronte di scaglia non erano tollerate. Si è pensato quindi, di potenziare anche la prima rampa portandola da 200 a 400 bar.

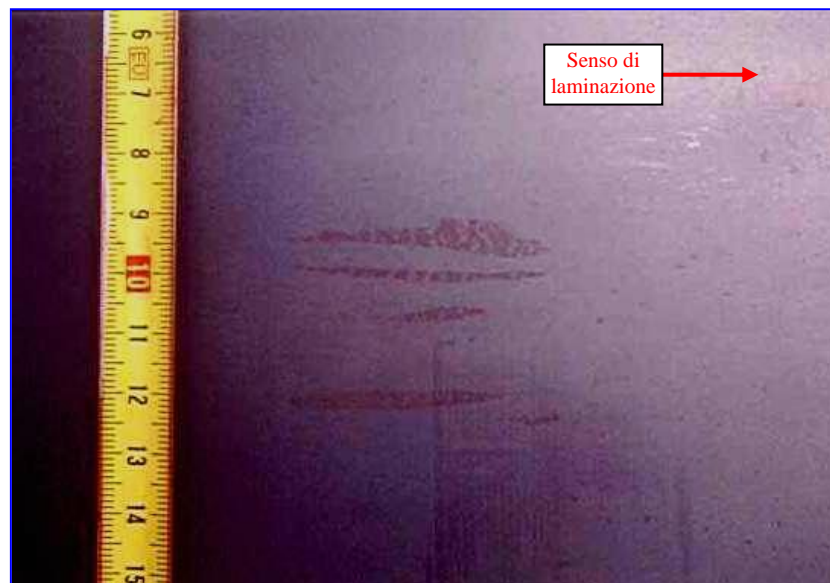
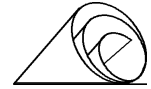


Fig. 11- Particolare di un nastro con un piccolo residuo di scaglia, discagliato con due rampe, la prima a 200 bar e la seconda a 400

Sulla base delle esperienze acquisite, ad Agosto 99, anche la prima rampa è stata portata a 400 bar e nel frattempo sono stati introdotti ulteriori accorgimenti per liberare la superficie dei nastri da ogni residuo di scaglia.

La nuova configurazione del discagliatore si può così sintetizzare:

- Distanza tra le rampe : 800 mm
- Numero ugelli per rampa : 39 sopra + 39 sotto
- Interasse ugelli delle due rampe : 35 mm
- Sfasatura ugelli tra prima e seconda rampa : 17,5 mm
- Diametro ugelli delle due rampe : 2,0 mm
- Distanza ugelli dalla lamiera : 50 mm



- Portata nominale a 100bar : 18 l/min
- Angolo di uscita : 30°
- Angolo rispetto all' asse verticale : 15°
- Angolo rispetto all'asse orizzontale : +15° e - 15°

Le figure di seguito riportate mostrano graficamente le condizioni sopra descritte.

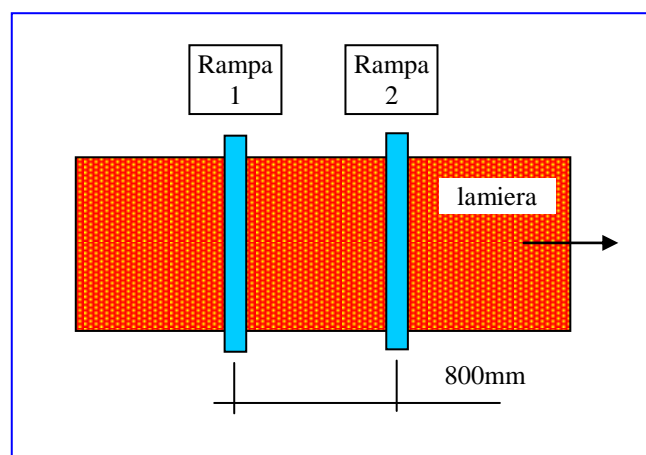


Fig. 12 - Interasse delle due rampe

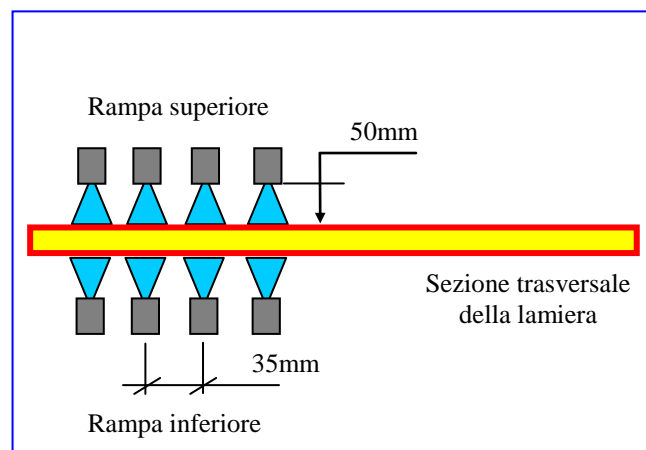


Fig. 13 - Interasse degli ugelli delle due rampe (sopra e sotto)

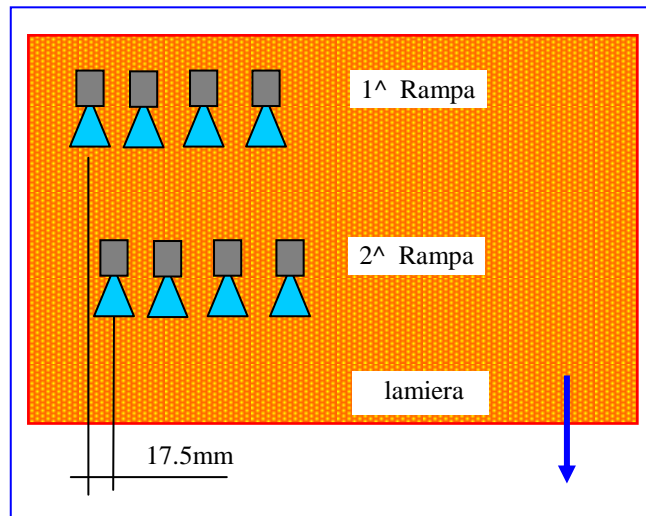


Fig. 14 - Sfasatura tra gli ugelli delle due rampe(sopra e sotto)

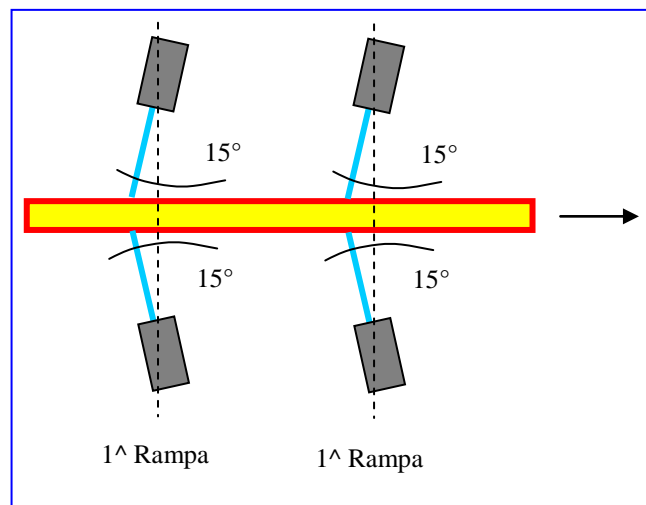


Fig. 15 - Angolazione degli ugelli rispetto all'asse perpendicolare alla lamiera

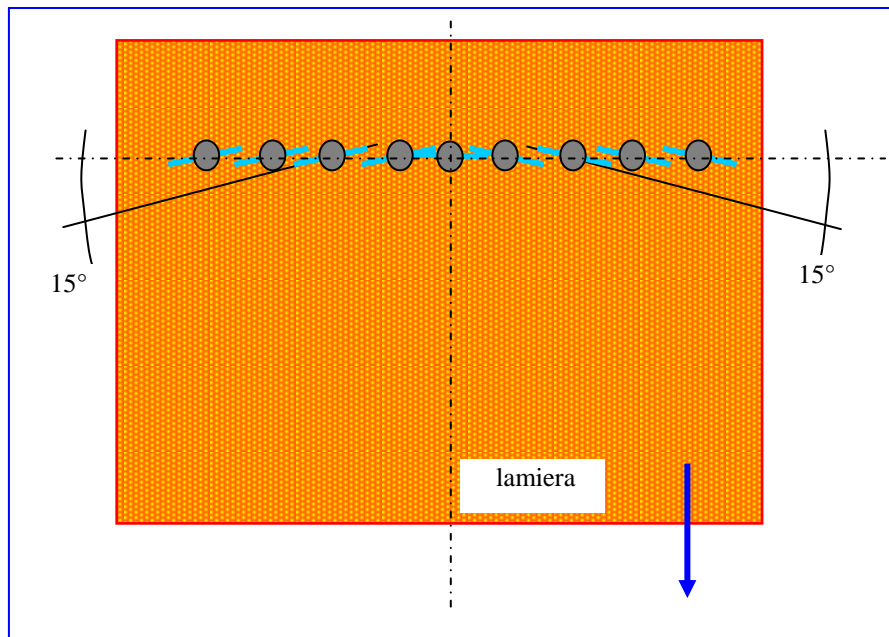


Fig. 16 - Inclinazione degli ugelli delle due rampe rispetto all'asse trasversale della lamiera



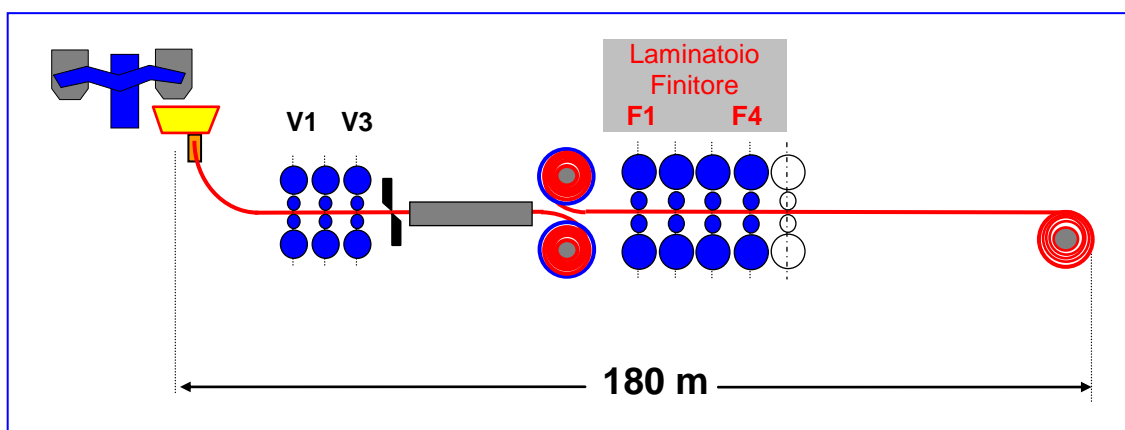
Fig. 17 - Particolare della superficie di un coil discagliato con le due rampe da 400 bar



18 - LAMINATOIO FINITORE

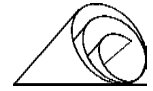
Il laminatoio finitore si può considerare la parte meno innovativa della linea, essendo basato su una tecnologia nota e ben sviluppata un po' ovunque, impianti convenzionali compresi, tuttavia, nel corso dello sviluppo della tecnologia I.S.P. è stato anch'esso oggetto di modifiche e sperimentazioni che hanno contribuito a renderlo sempre più affidabile e competitivo.

Inizialmente dotato di sole 4 gabbie, ma già predisposto per 5 (Fig. 1), dopo la prima fase di messa a punto, necessaria per ottimizzare i sincronismi con il forno Cremona, che essendo direttamente collegato al laminatoio ha richiesto una particolare attenzione anche nella preparazione e gestione del software di controllo, sono stati ottimizzati i funzionamenti dei "loopers" (correttori delle anse e dei tiri tra le gabbie), dell' AGC (Automatic Gauge Control, controllo dello spessore) del Bending (curvatura dei cilindri di lavoro) e dello Shifting (scorrimento opposto e trasversale dei cilindri di lavoro).



*Fig. 1 - Configurazione iniziale della linea I.S.P.
con il laminatoio finitore a 4 gabbie*

Gli interventi di cui sopra e il miglioramento dell'omogeneità termica della bramma conseguente ai progressi nella fase di colaggio, hanno consentito la produzione di nastri sottili inferiori al limite di progetto fissato a 1,7 mm, infatti, nel corso del 1994 la produzione di nastri con spessore 1.5mm ha toccato punte di oltre il 30% del mix produttivo.



Buona parte del successo, per quanto riguarda questo obiettivo, e i miglioramenti successivi, sono dovuti ai "loopers" idraulici verticali basculanti, posti tra le gabbie del laminatoio finitore che, essendo dotati di pistoni idraulici indipendenti, consentono sempre il completo appoggio al nastro durante la laminazione, facilitandone la stabilità. Nello schizzo di Fig. 1 è riportato il principio di funzionamento dei loopers idraulici di cui è dotato il laminatoio finitore.

Successivamente, al fine di migliorare la regolazione dello spessore durante la laminazione, sono state sostituite le celle di carico a grasso con celle di carico elettriche in grado di fornire risposte più veloci.

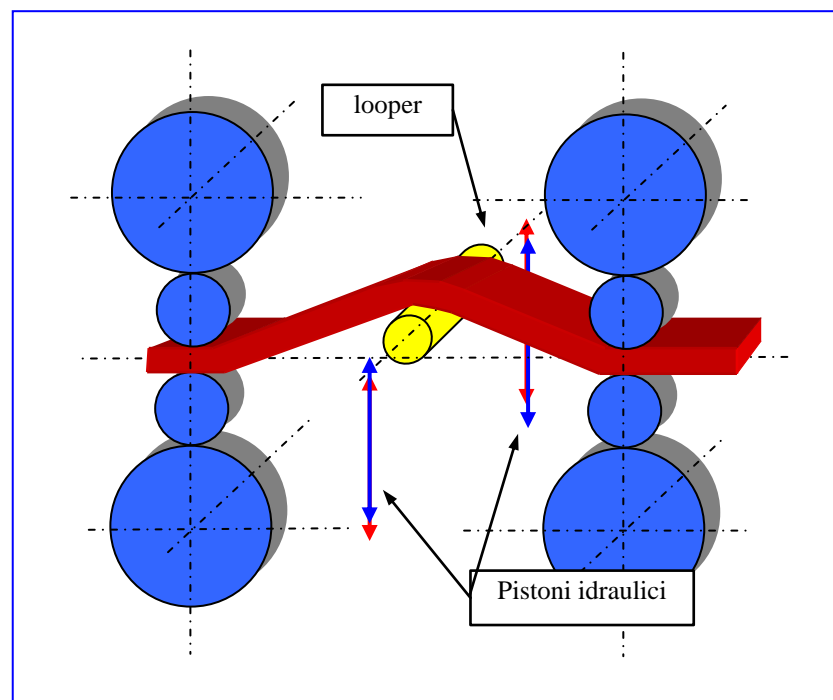
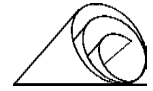


Fig. 2 - Rappresentazione grafica del "looper" e del suo funzionamento

Sulla base dei risultati ottenuti e con la prospettiva d'incrementare la quota di nastri sottili ed ultrasottili nel mix produttivo, sono stati introdotti dei cilindri di back-up smussati lateralmente e cilindri di lavoro ad alto contenuto di cromo; i primi per migliorare il bending (curvatura dei cilindri di lavoro), i secondi, per avere una maggiore resistenza all'usura conseguente alla maggior durata della laminazione.



Sempre per lo stesso motivo, è stato ottimizzato il *set-up* automatico delle gabbie in funzione della temperatura rilevata in entrata alla gabbia F1, è stato inoltre modificato il profilo dei cilindri di lavoro dell'ultima gabbia F4 (leggermente più concavo rispetto alle precedenti), che abbinato al sistema UPC (Unit Profile Control) ha permesso un miglior controllo della planarità dei nastri sottili. Tutte queste modifiche hanno contribuito al miglioramento delle caratteristiche geometriche dei nastri sottili $\leq 1,5$ mm, raggiungendo valori *crown* (differenza dello spessore tra centro e bordi) e di costanza dello spessore lungo tutto lo sviluppo del nastro, paragonabili a quelle dei nastri laminati a freddo, *crown* medio pari a 0,025 mm e spessore costante entro 0,04 mm. Risultati molto positivi considerando che sono stati ottenuti su nastri della massima larghezza pari a 1300 mm e nonostante la notevole riduzione, le forze separanti delle varie gabbie non hanno mai superato il 70% del carico massimo ammissibile, vedere Tab. 1. Questo ha fatto supporre che era possibile scendere a spessori anche più bassi partendo da spessori intermedi attorno ai 15 mm, tuttavia si è preferito in quel momento (fine '94) ottimizzare i risultati ottenuti, cercando le soluzioni migliori per ottenere una bramma termicamente omogenea e la minor perdita di temperatura prima della laminazione finale.

Gabbia N°	Carico totale raggiunto (Kn)	Carico massimo ammissibile (Kn)	%
F1	20.000	40.000	50
F2	17.000	40.000	42
F3	15.500	25.000	62
F4	13.500	25.000	54

Tab. 1 - Carichi totali raggiunti dalle singole gabbie del finitore durante la produzione di spessori sottili $\leq 1,5$ mm

Nel frattempo si erano prodotte due colate di acciaio inossidabile AISI 304 con buoni risultati sia come colaggio che di laminazione, arrivando a uno spessore di 4 mm, partendo da una barra intermedia di 18 mm e larghezza di 1050 mm. La sperimentazione dell'acciaio Inox non ha avuto un particolare seguito perché penalizzato dalla mancanza di una tecnologia adeguata in acciaieria (mancanza del trattamento sottovuoto, AOD o VOD, necessari per abbattere il tenore dei gas e del carbonio).

In ogni caso, anche con sole 4 gabbie di laminazione la presenza degli spessori sottili e ultrasottili andava sempre più aumentando, come si può vedere dal grafico di Fig. 3 e lo spessore scendeva di pari passo, delimitando nel contempo che lo spessore minimo fattibile con una simile configurazione, non poteva scendere sotto 1,2 mm.

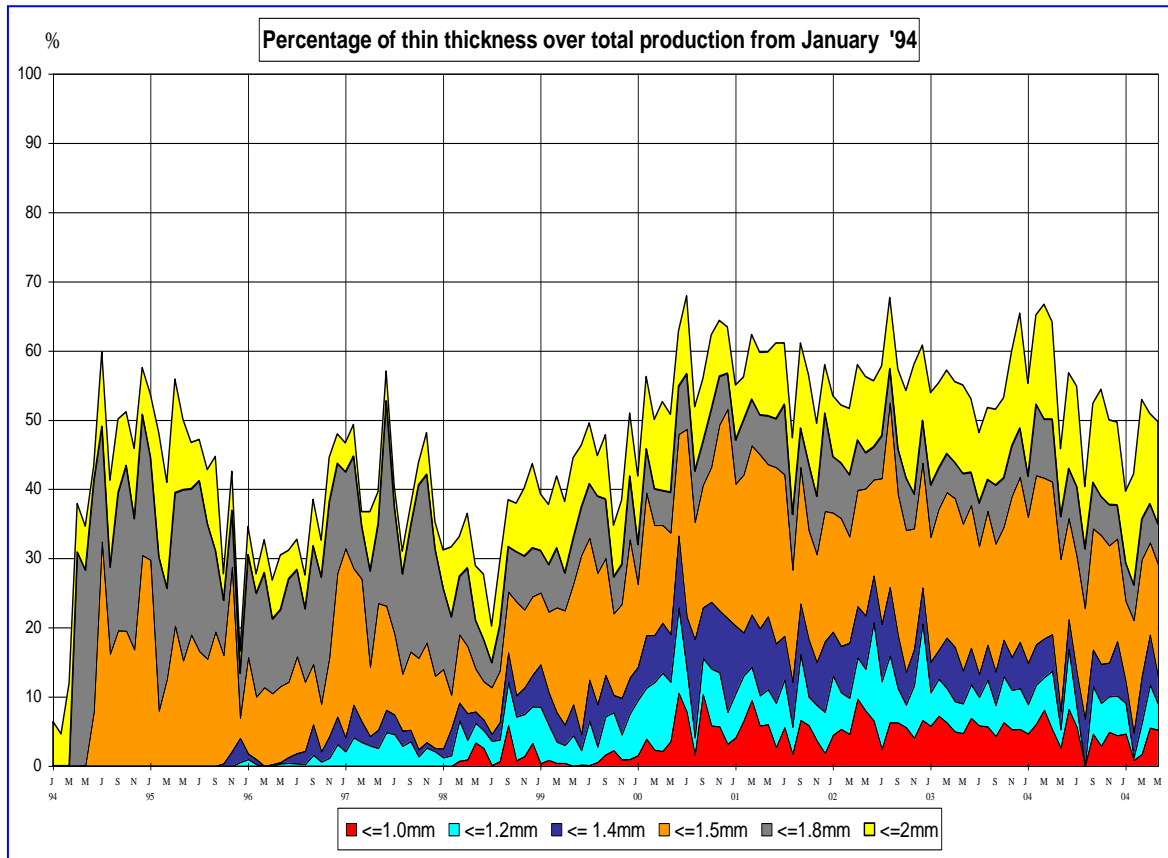
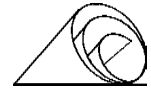


Fig. 3 - Andamento della percentuale degli spessori sottili sul totale del mix produttivo

Si è pensato quindi, di installare una 5 gabbia per poter arrivare al millimetro di spessore, cosa che è stata fatta a Gennaio '98. In Fig. 4 è rappresentato lo stato attuale della linea I.S.P.

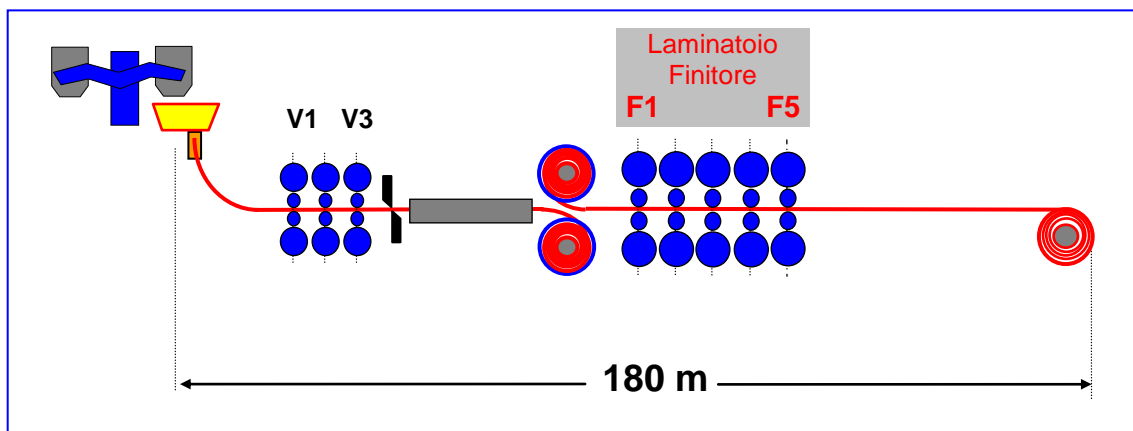
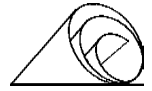


Fig. 4 - Ultima configurazione della linea I.S.P. con il laminatoio finitore a 5 gabbie.



L'installazione della 5^a gabbia, è stata la modifica più importante che abbia interessato il laminatoio finitore. Dopo un breve periodo di prove, è stato possibile produrre nastri di un millimetro di spessore alla massima larghezza a costi concorrenziali e su scala industriale.

Naturalmente la produzione di questi nastri così sottili ha richiesto un'opera di messa a punto delle parti a valle, come la via a rulli i pinch-roll prima dell'aspo avvolgitore e dell'avvolgitore stesso.

Infatti, il nastro in uscita dalla 5^a gabbia era talmente veloce e sottile che fluttuava nell'aria, con la punta che si rivoltava all'indietro (take-off), mentre in uscita avvenivano delle scodate per l'effetto "elastico" del nastro quando questi lasciava le prime gabbie, causando morsicature nell'ultimo tratto (Fig. 5). E' stato quindi necessario adottare degli accorgimenti per evitare incagli e di rovinare le tavole dei cilindri.

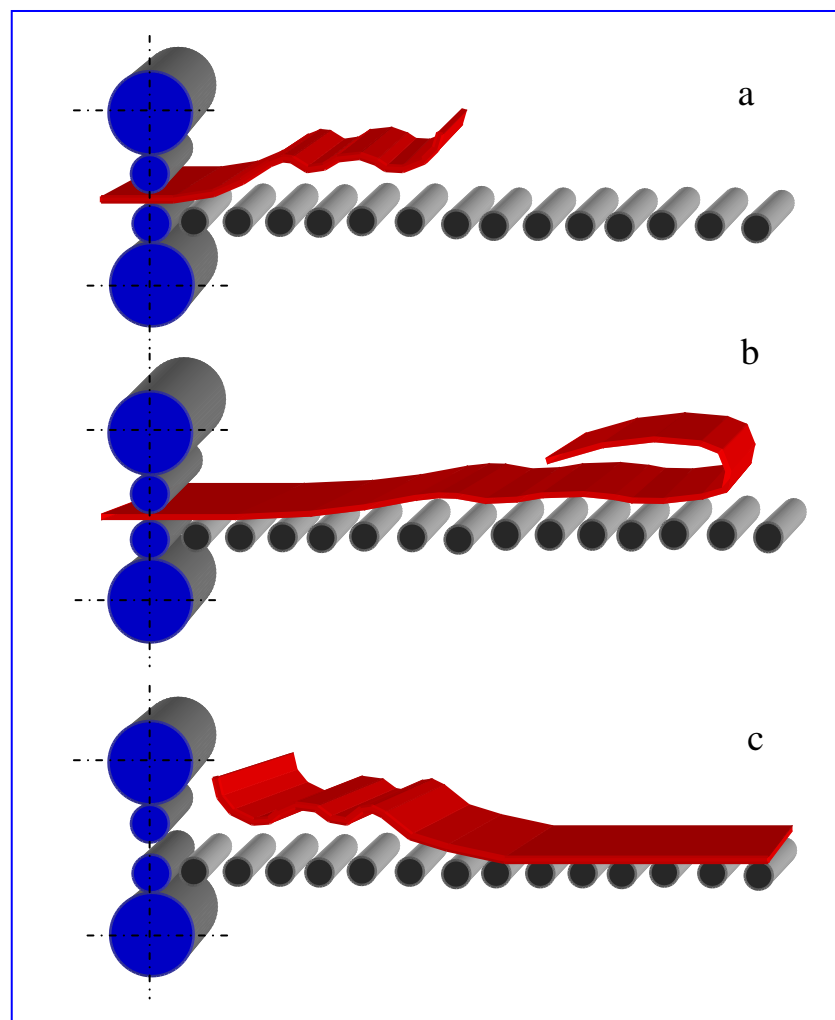
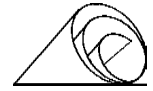


Fig.5 - Comportamento del nastro da 1 mm di spessore all'inizio (a-b) e alla fine della laminazione (c).



In merito alla fluttuazione del nastro in uscita dalla 5^a gabbia, il problema è stato risolto mettendo 3 soffiatori ad aria lungo la linea in modo tale da tenere il nastro aderente alla via a rulli (Fig. 6), invece per le scodate e le morsicature (tail crimping) è stato risolto attenuando la pressione dei cilindri (apertura dello screw down) nella parte terminale per evitare l'effetto "elastico", questo comporta un ispessimento della parte terminale del nastro che in seguito viene spuntata.

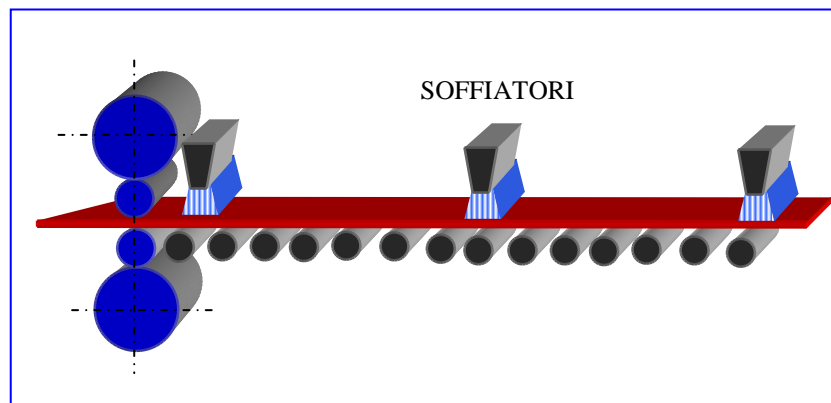
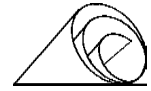


Fig. 6 - Schizzo della via a rulli con i soffiatori ad aria

Dopo queste modifiche iniziali, la fase di industrializzazione dei nastri ultrasottili compresi tra 0,9 e 1,2 mm) denominati ATG (Arvedi Thin Gauge) ha richiesto una fase di messa a punto di tutte le parti e dei parametri operativi che elenchiamo nel seguito.

- **Distribuzione raffreddamento su F5**, ottimizzato il raffreddamento per migliorare la bombatura termica dei cilindri di lavoro conseguente alla laminazione alternata (tempo di attesa tra coil e coil da 6 a 12 minuti, in base allo spessore del nastro). Il problema era particolarmente evidente con gli spessori $\leq 1,5$ mm per la presenza di ondulazioni al centro del nastro, "*central buckles*", nei primi 30-50 m.
- **Bending dinamico**, è un'azione complementare alla bombatura termica, consiste nel preimpostare il *bending* delle gabbie (cilindri), il cui valore massimo è raggiunto in modo graduale entro 10-15 secondi dall'entrata del nastro.
- **Preset bending**, Le gabbie che in fase di attesa del nastro sono a rullare (*kissing*), sono aggiornate al valore di bending previsto, in questo modo si evita la transizione bilanciamento/bending quando entra la punta del nastro



- **Set-up previsionale**, rivisto i calcoli del mass-flow, dell'usura, della bombatura termica e della temperatura del materiale.
- **Software gestione loopers**, rivisto e aggiornato in funzione delle varie fasce di spessore.
- **Shifting gabbie F3-F4-F5**, a seguito della maggiore usura dei cilindri di lavoro durante la produzione di nastri ultrasottili $\leq 1,2$ mm, determinata dal prolungato contatto tra nastro e cilindro, è stato studiato un sistema di spostamento dei cilindri (± 250 mm) che, abbinato a un loro particolare profilo, ottenuto con l'ausilio di speciali rettifiche a Controllo Numerico, consente laminazioni prolungate di questi nastri per tratti di 80 - 100 km alla massima larghezza, senza alterarne la planarità ed il profilo.
- **Speed down**, per facilitare l'avvolgimento della parte terminale dei nastri ultrasottili, è stato introdotto nel set-up un rallentamento della velocità del nastro quando questi lascia le ultime gabbie.
- **Pass line**, con l'introduzione della 5^a gabbia è stato modificata la sequenza di montaggio dei cilindri di lavoro per evitare il fenomeno delle punte alte.
- **Aspirazione fumi**, per evitare il sollevamento della testa del nastro tra le gabbie F3-F4-F5 e di conseguenza un probabile incaglio, la partenza dell' aspirazione fumi è stata ritardata a dopo l'uscita della punta da F5.

Con la messa a punto del laminatoio si è passati alla produzione industriale degli spessori ultrasottili $\leq 1,2$ mm, denominati A.T.G. (Arvedi Thin Gauge).

Una particolarità di questi nastri, che costituiscono un 30% circa della produzione mensile, sono le caratteristiche geometriche e dimensionali di elevata precisione e la plasticità del materiale, infatti, una volta decapati e skinpassati possono sostituire i nastri laminati a freddo della qualità P01.

Merito di questo risultato, sono le caratteristiche uniche del processo I.S.P. la cui configurazione consente la produzione di una bramma a grano molto fine, per l'effetto della *liquid core reduction* che agisce come un mini-stirrer, la produzione di un pre-nastro sottile da 10-20 mm, perfettamente calibrato, ricristallizzato e termicamente omogeneo dall' inizio alla fine, ottenuto per mezzo dello sbozzatore collegato alla colta continua, di un forno di equalizzazione a induzione e di un coil box a gas per il mantenimento della temperatura sincronizzato con la velocità del laminatoio.



Ovviamente, queste particolari condizioni, non possono che favorire la laminazione finale che avvantaggiata da un'elevata stabilità del nastro rende possibile la produzione di nastri ultra sottili con tolleranze dimensionali molto contenute. Nelle Figg. 7 e 8 sono riportati i grafici relativi allo spessore di un prenastro da 13,5 mm e di un nastro da 1,0 mm ricavato da uno sbizzato simile, in Fig. 9 invece, è rappresentato il profilo trasversale di un nastro da 1,2 mm, preso in vari punti del suo sviluppo.

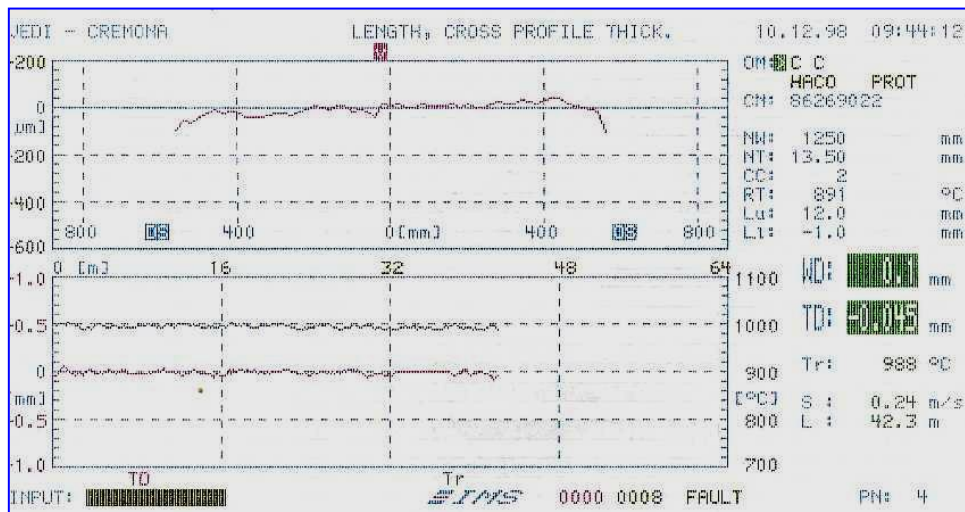


Fig. 7 - Profilo trasversale e longitudinale di un prenastro da 13,5 mm come uscito dal treno sbizzato (cast rolling)

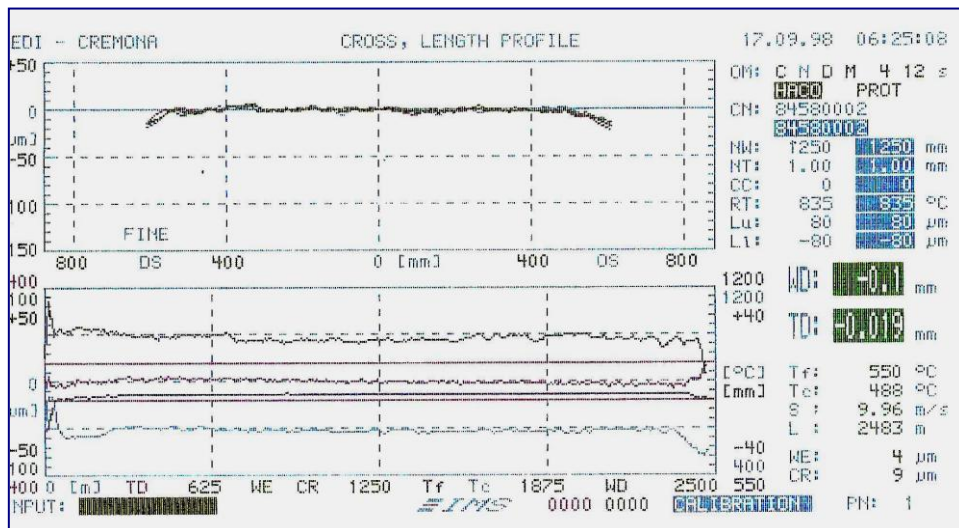


Fig. 8 - Profilo trasversale e longitudinale di un nastro da 1,0 mm ricavato da un prenastro da 13,5 mm simile a quello di Fig.7

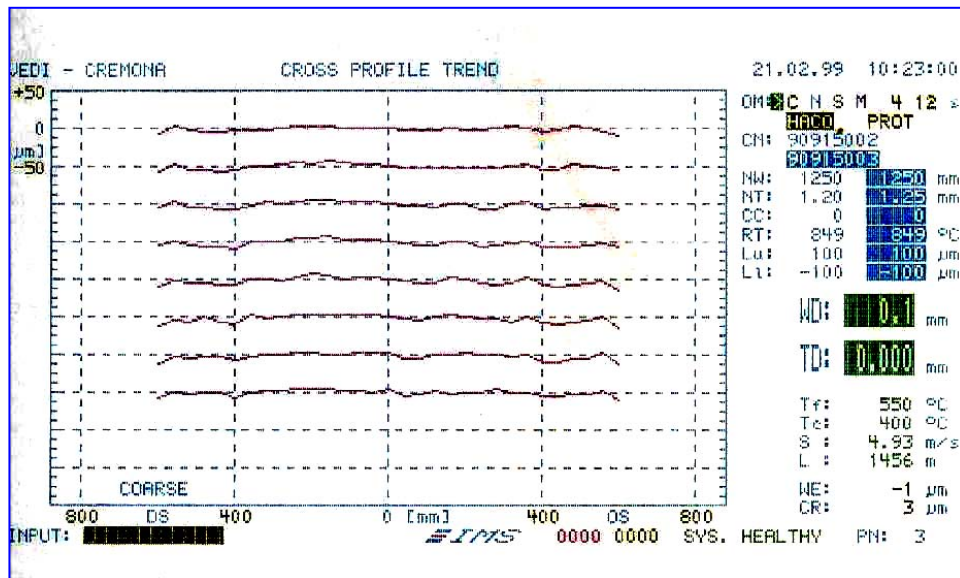
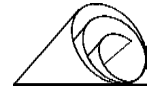


Fig. 9 - Aspetto del profilo trasversale di un nastro da 1,2 mm preso a varie distanze lungo il suo sviluppo

I vantaggi del processo I.S.P. si traducono anche in termini di riduzione dei costi nella produzione di questi nastri, infatti, nonostante la maggiore criticità e durata della laminazione, l'usura dei cilindri di lavoro rimane entro valori più che soddisfacenti (Fig.10) e così pure la percentuale degli incagli (Fig. 11).

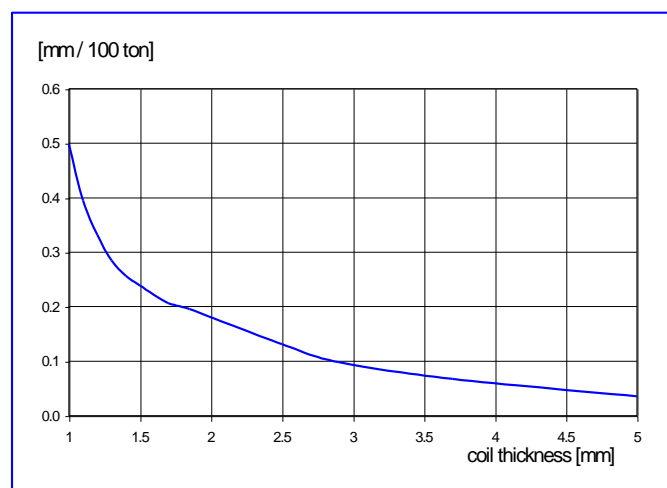


Fig. 10 - Andamento usura cilindri di lavoro in funzione dello spessore laminato

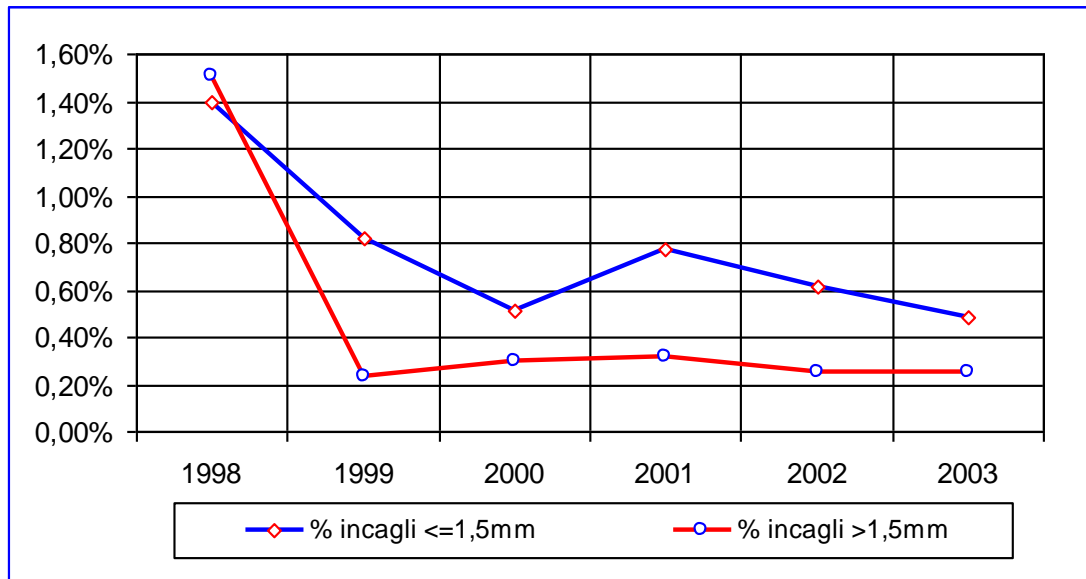


Fig. 11 - Andamento della percentuale degli incagli al laminatoio finitore in funzione dello spessore del nastro

L'ottimizzazione della fase di laminazione ha consentito e consente tuttora di produrre un quantitativo di 1250 ton circa di nastri sottili e ultra sottili senza cambiare i cilindri di lavoro. La Fig. 12 mostra, una delle curve di riduzione degli spessori generalmente usate per la produzione di nastri da 1 mm.

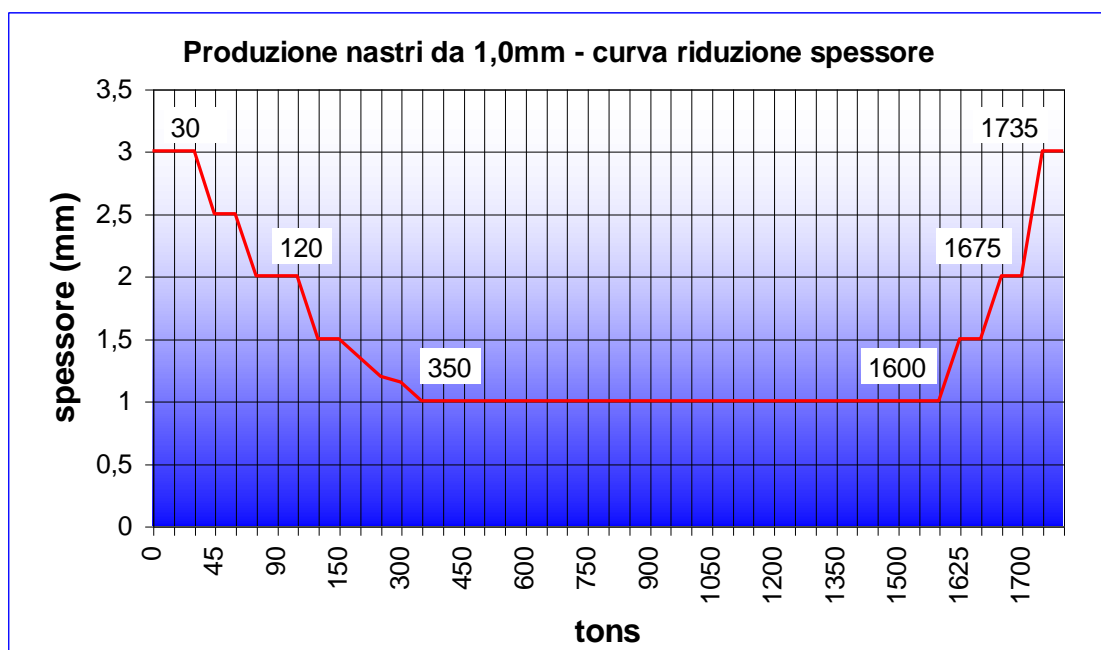
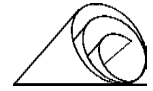
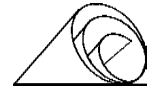


Fig. 12 -Esempio di curva adottata per la produzione di nastri da 1,0 mm.



La produzione di nastri ultra sottili ha richiesto anche l'installazione di un pinch-roll idraulico a due pistoni, dotato di regolatore automatico di pressione e di posizione. Questo dispositivo posto in prossimità dell'aspo avvolgitore, ha consentito di ottenere dei nastri ben avvolti senza difetti di forma. Infatti, la funzione di questo pinch-roll è quella di esercitare una pressione omogenea su tutta la larghezza del nastro impedendogli di spostarsi lateralmente in una direzione e nell'altra. Per lo stesso motivo, è stato modificato anche l'aspo avvolgitore, dotandolo di un supporto esterno a sostegno della parte più estrema del mandrino, perché a causa della maggior velocità di rotazione tendeva a oscillare, causando uno spostamento laterale delle spire (avvolgimento a zig-zag o a cannocchiale). Condizione che in fase di svolgimento porta alla formazione di difetti superficiali dovuti allo scorrimento laterale tra le spire. Come si può vedere, la produzione di questi nastri non è il risultato di una semplice operazione di laminazione, ma il frutto di una particolare valutazione e messa a punto delle singole fasi della linea I.S.P., dalla colata continua all'aspo avvolgitore. Naturalmente i risultati sono più che soddisfacenti, basti pensare che lo spessore minimo di progetto era di 1,7 mm, mentre ora si producono nastri da 1,0 mm senza problemi e su scala industriale.

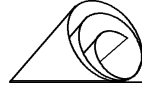


CARATTERISTICHE TECNICHE

Numero gabbie	: 5
Tipo	: quarto con AGC+UPC system
Diametro cilindri di lavoro	: F1 - F2 700 mm (min 630 mm) F3-F4-F5 600 mm (min 540 mm)
- lunghezza tavola di lavoro	: F1÷F5 1900 mm
Diametro cilindri di back-up	: F1÷F5 1450 mm (min 1300 mm)
- lunghezza tavola di lavoro	: F1÷F5 1500 mm (utile 1200 mm)
Potenza motori	: F1-F2, 6 MW F3-F4-F5, 4 MW
Forza di laminazione	: F1-F2, 40.000 kN F3-F4-F5, 25.000 kN

PRODOTTO

Larghezza nastro	: 650 ÷ 1330 mm
Spessore nastro	: 1,0 ÷ 12 mm
Peso max coil	: 26 ton
Peso specifico coil	: 20 kg/mm
Diametro interno coil	: 762 mm
Peso singola colata	: 110 ton



19 - NUOVO PRODOTTO

LO SVILUPPO DEGLI SPESSORI SOTTILI

Lo stabilimento ISP di Cremona è la prima realizzazione europea di mini-mill per laminati piani in acciaio ed è imperniato sull'innovativo processo ISP (In-line Strip Production), che in un unico ciclo estremamente compatto, in soli 15 minuti, trasforma l'acciaio liquido in prodotti laminati piani sotto forma di rotoli.

L'interesse destato da questa tecnologia è confermato dalle 656 delegazioni di operatori del settore siderurgico di tutto il mondo che in questi anni hanno visitato lo stabilimento.

Impianti con tecnologia ISP sono stati venduti alla POSCO, in Sud Corea, (complessivamente due doppi impianti con quattro linee di colata), alla Saldanha Steel (Sud Africa), e più recentemente alla Hoogovens in Olanda.

Oggi la tecnologia ISP è una realtà di primissimo ordine e rappresenta la punta più avanzata in campo mondiale dell'innovazione tecnologica nel settore dei laminati piani, con vantaggiose potenzialità di sviluppo collegate alle fasi di lavorazione successive (rilaminazione ultrasottile, zincatura, stampaggio in linea ecc..).

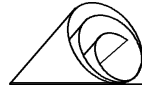
I contenuti innovativi del processo I.S.P. hanno mostrato importanti e positive influenze sulle caratteristiche del prodotto finale, tanto da poterlo considerare un vero e proprio **“nuovo prodotto”**. Considerazioni confermate dai risultati positivi dei tests eseguiti presso i primari produttori Europei (USINOR, British Steel, Krupp-Hoesch, Hoogovens, ed altri) che hanno espresso la conformità del materiale agli impieghi più severi.

Gli attributi qualitativi del prodotto ISP sono di assoluta eccellenza sia per le caratteristiche del materiale che per la precisione di quelle dimensionali (crown, planarità e rugosità).

CARATTERISTICHE DEL PRODOTTO

Strutturali

- struttura a grano fine molto omogenea
- assenza di segregazione centrale
- grado di purezza elevato



Resistenziali

- caratteristiche meccaniche costanti lungo l'intero nastro
- resistenza meccanica migliorata in termini assoluti e nei termini del rapporto snervamento-allungamento (acciai microlegati)
- resistenza a fatica più elevata
- elevata tenacità alle basse temperature (3 volte superiore al limite delle norme)

Lavorabilità

- deformabilità a freddo migliorata grazie al grano molto fine e all'omogeneità strutturale

Tolleranze

- dimensionali e geometriche molto ristrette (spessore, planarità e crown).
Gli spessori sottili laminati a caldo prodotti con il processo I.S.P. hanno tolleranze di spessore entro i limiti del laminato a freddo con tolleranze ristrette (vedere a tal proposito la tabella delle tolleranze).

Superficie

La superficie esente da scaglia presenta una rugosità superficiale fortemente migliorata rispetto al prodotto convenzionale (vedere tabella comparativa).

Sagomario

Contemporaneamente al progressivo ampliamento della gamma acciai si sono ridotti gli spessori finali migliorando il sagomario (vedere tabella completa di fattibilità).

ATTESTATI DI QUALITÀ

Sono state eseguite con successo, a partire dal 1996, prove sulla qualità del nastro a caldo I.S.P. presso primari produttori europei (Kruppo Hoesch – Germania, La Magona – Italia, Van Leer, Hoogovens – Olanda, Sidmar – Belgio, British Steel – UK, Rautaruukki – Finlandia, Usinor – Francia) che hanno espresso la conformità del materiale agli usi più severi in zincatura, formatura e saldatura e rilaminazione a freddo, ottenendo per quest'ultima la classifica di qualità 05/05, secondo DIN EN 10130, che significa che il materiale è adatto all'uso nelle parti esposte della carrozzeria dell'automobile.



Caratterizzazioni del prodotto fatte dal Centro Sviluppo Materiali (C.S.M.) e dal Centro Ricerche Fiat (C.R.F.), su acciai microlegati ad alto snervamento (tipo Fe E355 TM e Fe E420 TM) ed acciai da costruzione (tipo Fe 510), hanno confermato le particolari proprietà dei materiali.

Di seguito si riportano i titoli e gli estratti delle prove summenzionate:

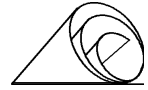
1. Microstruttura a grano molto fine (12 ASTM) omogenea su larghezza e spessore
2. Costanza caratteristiche meccaniche, testa, centro, coda del rotolo
3. Uniformità resistenziale nelle direzioni longitudinale e trasversale
- 4./5. Elevata tenacità con valori di resilienza da 2 a 3 volte superiori a quelli prescritti – Acciaio Fe 510 e Acciaio Fe E 355
- 6./7. Resistenza a fatica simile nelle due direzioni di prelievo, superiore del 10% rispetto a materiali prodotti con processi convenzionali
8. Valori di rugosità sulla superficie del laminato a caldo, migliori da 2 a 4 volte rispetto alla produzione tradizionale

IL NUOVO PRODOTTO (1998)

Il nuovo prodotto I.S.P. - Arvedi Thin Gauge (ATG) - è un nastro a caldo le cui caratteristiche geometriche e dimensionali di elevata precisione lo rendono idoneo per impieghi finora riservati al nastro laminato a freddo.

Questo è reso possibile, grazie alla precisione dimensionale, alle ristrette variazioni dello spessore e del profilo abbinate alle caratteristiche della superficie, che rientrano nei valori di NORMA del laminato a freddo.

L'impianto di decapaggio, progettato appositamente per gli spessori sottili e dotato di skinpass, ricondiziona la superficie, permettendo al prodotto di sostituire molti prodotti laminati a freddo per molte applicazioni, quali i tubi, le costruzioni industriali, i pannelli parete, il mobilio, l'applicazione all'elettrodomestico ed alle parti non esposte d'automobile e rendendolo adatto per la zincatura diretta a caldo con evidenti risparmi nei costi di lavorazione.



La precisione di spessore è ampiamente paragonabile a quella del laminato a freddo.

Campo di spessore (mm)	Tolleranze laminato a freddo Campo ristretto EN 10031	Tolleranza di I.S.P. (mm)
0,8 – 1,2	± 0,08	± 0,06

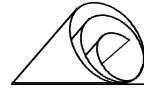
Il crown, la misura della qualità del profilo trasversale, è di 0,03 mm.

Le tolleranze di forma misurate come planarità dopo lo skinpass dà valori entro il campo di tolleranza ristretta come da norma UNI 10131.

Tolleranze di planarità – campo ristretto (mm)		
Larghezza	Spessore da 0,70 a 1,20	Spessore oltre 1,2
Fino a 1200	4	3
da 1200 a 1500	5	4

I valori di rugosità rilevati dopo decapaggio e skinpass, grazie ai buoni valori di rugosità già rilevabili sul prodotto a caldo (vedi anche tabella VIII di confronto col prodotto da ciclo convenzionale), sono tali da rientrare entro i valori previsti per il prodotto laminato a freddo tipo semi-bright (norma EN 10130) che prescrive rugosità $Ra < 0,6 \mu m$.

Rugosità Ra (μm) misurata su coils I.S.P. di spessore 1,0 – 1,2 mm		
Laminato a caldo nero	Laminato a caldo decapato	Laminato a caldo decapato e skinpassato
0,8 – 1,0	0,8 – 1,0	0,3 – 0,4



RISULTATI PRODUTTIVI E SVILUPPI

La capacità produttiva dell'impianto ISP sulla base di una linea di colata con larghezza di 1300 mm e spessore di solidificazione di soli 43 mm, ammonta a 800.000 ton/anno con un mix nel trend evolutivo attuale, rivolto a prodotti di qualità e speciali, mentre la produzione massima, per esempio per acciai con basso tenore di carbonio realizzata con una velocità di colata massima di 5 m/min e con uno spessore di solidificazione di 50 mm, ammonta a 930.000 ton/anno per una linea di colata di larghezza 1300 mm ed a 1.070.000 ton/anno nell'ipotesi di una linea di colata di larghezza 1500 mm.

L'impianto ISP ha raggiunto nel corso del 1999, risultati altamente significativi sia per la produzione (774.000 ton) che per mix produttivo con il 32% di prodotti speciali ed oltre il 50% di spessori sottili (< 2 mm).

Le performance produttive, in alcuni casi, record mondiali di prestazione, sono di seguito elencate:

PERFORMANCES	I.S.P. Valori medi
Ton/ora (produzione netta)	105,7 (4° trim. 1999)
m.a.m. ISP	1,050
Colate / sequenze basso carbonio	13/16
Acciaio in lingottiera	86,48%
Colate senza break-out	2139
Tasso di break-out	0,29%
Velocità di colata basso carbonio	4,8/5 m/min
Velocità di colata medio carbonio	4/4,2 m/min
Spessore < 2mm	52,8%
Acciai speciali	43,6%



Programma produttivo	oltre 70 qualità diverse
Acciaio peritettico	colata senza difetti
Incagli al treno finitore	0,62%
Chiusura del tuffante	0,15%
Contenuto di zolfo nell'acciaio	0,0017 %
Tolleranze	1/3 di Norma EU 10051
Qualità superficiale (dopo laminazione a freddo)	05 : adatta per parti esposte
Rugosità (dopo skinpass)	RA < 0,6 MICRON (Bright/Semibright sec. EN 10 130)



PROGRAMMA PRODUTTIVO

ACCIAIO DA LAMINAZIONE E FORMATURA A FREDDO

QUALITA' D'ACCIAIO	SPESSORE MINIMO	SPESSORE MASSIMO	SPESSORI
StW22StW23(DD11/DD12)	0.80/1.00 mm	10.75 mm	1250 mm

ACCIAI STRUTTURALI

QUALITA' D'ACCIAIO	SPESSORE MINIMO	SPESSORE MASSIMO	SPESSORI
St 37.2 (S235JR)	1.00 mm	10.75 mm	1250 mm
St 44.3 (S275J2G3)	1.50 mm	10.00 mm	1250 mm
St 52.3 (S355J2G3)	1.50 mm	10.00 mm	1250 mm

ACCIAI AL CARBONIO

QUALITA' D'ACCIAIO	SPESSORE MINIMO	SPESSORE MASSIMO	SPESSORI
C 15	1.50 mm	10.00 mm	1250 mm
C 20	1.80 mm	10.00 mm	1250 mm
C 35	2.00 mm	10.00 mm	1250 mm
C 50	2.40 mm	10.00 mm	1250 mm
C 70	2.40 mm	10.00 mm	1250 mm

ACCIAI MICROLEGATI ALTORESISTENZIALI

QUALITA' D'ACCIAIO	SPESSORE MINIMO	SPESSORE MASSIMO	SPESSORI
QStE 300 TM (S315 MC)	1.00 mm	10.00 mm	1250 mm
QStE 340 TM	1.20 mm	10.00 mm	1250 mm
S 355 MC	1.20 mm	10.00 mm	1250 mm
QStE 380 TM	1.25 mm	10.00 mm	1250 mm
QStE 420 TM (S420 MC)	1.25 mm	10.00 mm	1250 mm
QStE 490 TM (S500 MC)	2.30 mm	10.00 mm	1250 mm
QStE 550 TM (S550 MC)	2.50 mm	7.00 mm	1250 mm
S 700 MC	2.50 mm	5.00 mm	1250 mm

ACCIAI DUAL PHASE (Ferritici / Martensitici – Hot Rolled – Decapati)

QUALITA' D'ACCIAIO	SPESSORE MINIMO	SPESSORE MASSIMO	SPESSORI
DP 600	2.00 mm	4.00 mm	1250 mm

ACCIAI DUAL PHASE (Ferritici/Martensitici – Hot Rolled – Zincati)

QUALITA' D'ACCIAIO	SPESSORE MINIMO	SPESSORE MASSIMO	SPESSORI
DP 600	1.20 mm	4.00 mm	1250 mm

ACCIAI DUAL PHASE (Ferritici/Bainitici – Hot Rolled – Decapati)

QUALITA' D'ACCIAIO	SPESSORE MINIMO	SPESSORE MASSIMO	SPESSORI
HR45 /HR60	1.50 mm	4.00 mm	1250 mm

ACCIAI AL BORO

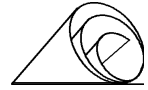
QUALITA' D'ACCIAIO	SPESSORE MINIMO	SPESSORE MASSIMO	SPESSORI
20 Mn B5	2.20 mm	8.00 mm	1250 mm
30 Mn B5	2.50 mm	8.00 mm	1250 mm

ACCIAI RESISTENTI ALLA CORROSIONE ATMOSFERICA

QUALITA' D'ACCIAIO	SPESSORE MINIMO	SPESSORE MASSIMO	SPESSORI
S355 JOWP	2.00 mm	8.00 mm	1250 mm

ACCIAI MICROLEGATI

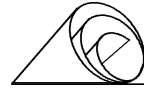
QUALITA' D'ACCIAIO	SPESSORE MINIMO	SPESSORE MASSIMO	SPESSORI
51 Cr V 4	3.00 mm	8.00 mm	1250 mm



TOLLERANZE DI SPESSORE (mm)

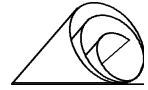
Spessore	Tolleranze di norma			I.S.P.	
	EN 10051 Coils a caldo	EN 10031 Nastri a freddo Normali Ristrette		Tolleranze a caldo	Crown (*) Max
0,80 - 1,20		+/- 0,09	+/- 0,07	+/- 0,06	0,03
1,21 - 1,60	+/- 0,17	+/- 0,11	+/- 0,08	+/- 0,06	0,03
1,61 - 2,00	+/- 0,17	+/- 0,13	+/- 0,09	+/- 0,07	0,04
2,01 - 2,50	+/- 0,18	+/- 0,15	+/- 0,11	+/- 0,10	0,04
2,51 - 3,00	+/- 0,20	+/- 0,17	+/- 0,12	+/- 0,11	0,05
3,01 - 4,00	+/- 0,22			+/- 0,12	0,06
4,01 - 5,00	+/- 0,24			+/- 0,12	0,06
5,01 - 6,00	+/- 0,26			+/- 0,12	0,07
6,01 - 8,00	+/- 0,29			+/- 0,15	0,07

(*) La norma EN 10051 prescrive max 0,10, non vi è prescrizione per il freddo

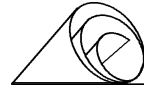


QUALITY ASSESSMENT

Date	Company	Steel Grade	Thickness
Gen-96	<p><i>Fiat Research Center, Italy</i></p> <p>- "Fatigue resistance ... resulted 10-15% higher than that obtainable on similar materials produced with conventional rolling processes"</p>	QStE 420 TM	5.0 mm
Sep-96	<p><i>Krupp Hoesch Stahl</i></p> <p>- 4 cold rolled strips 0.70mm. - The results show that the material is suitable for grade 05.</p>	StW 23	2.50 mm
Oct-96	<p><i>Centro Sviluppo Materiali - C.S.M.</i></p> <p>- the general inclusion level has to be evaluated as good/optimal because steels are extremely clean. - the microstructural homogeneity is very high and is proved by a limited dispersion of mechanical values, both within the same coils and among different coils.</p>	Fe E420TM	3.00 mm 5.00 mm
Nov-96	<p><i>World Steel Dynamics (Paine Webber)</i></p> <p>- "the tolerances of the band...: the transversal crown tolerance is only 0.4 to 0.5 mm. These are figures better than for cold rolled coils produced of in many mills". - "...ISP can produce a thin-gauge hot-rolled band to the tolerances of high quality cold-rolled sheet. (For) the band less than 2.00 mm, the gauge variation is only +/-0.06 mm".</p>		

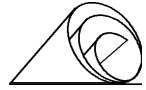


Date	Company	Steel Grade	Thickness
May-99	<p><i>Sollac SCRPC</i></p> <ul style="list-style-type: none"> - the crown values observed range from 20 µm and are close to the values of a cold rolled product which are around 10 ÷ 15µm. It can be said that the material supplied by Arvedi presents relatively good formability - Magnetic characteristics are comparable with those of a cold rolled product. 	DD12	1.00 mm 1.20 mm
July-99	<p><i>Sollac BIACHE</i></p> <ul style="list-style-type: none"> - the state of the surface viewed on the final inspection line is satisfactory. The end customer is very satisfied with the behaviour of the metal and the product's characteristics: - good transversal profile - good rollability - good flatness after hardening - good inclusional properties - good surface state 	C 75	2.50 mm
Oct-99	<p><i>Haironville SA</i></p> <ul style="list-style-type: none"> - Positive test at a technical level, no trace of rust. Adherence : OK Flatness : OK - The surface aspect seems correct, to be checked by painting passage on NOVOLAC. 	DD11	1.00 mm
Nov-99	<p><i>Ledepp</i></p> <ul style="list-style-type: none"> - Interest in Arvedi thin slabs for packaging steels. - For an 85% cold rolling and a skinpass rate of 2.6% i.e. a final gauge of 0.15mm a laboratory level is achieved of ΔC aniso close to 0 (ΔC = - 0'024). 	DD11	1.00 mm



TRIAL ORDERS FOR PROCESSING

COMPANY	STEEL GRADE	DIMENSIONS	PROCESSING	RESULTS
MDH (Krupp Hoesch)	St W23	1250 x 2.5 1250 x 2.0	Cold Rolling 0.7 mm	SATISFACTORY (Quality 05)
BRITISH STEEL	St W23	1250 x 2.5	Galvanizing 2.5 mm Cold Rolling 0.7 mm Galvanizing 0.7 mm	SATISFACTORY
LA MAGONA D'ITALIA	St W23	1250 x 2.5	Cold Rolling 0.5 mm Galvanizing 0.5 mm	SATISFACTORY
RAUTARUUKKI	St W23	1250 x 1.5 1250 x 1.8	Pickling and Tubemaking	SATISFACTORY
SOLLAC	St W23	1250 x 1.5 1250 x 1.2 1250 x 1.0	Pickling Galvanizing	SATISFACTORY First choice - Class 2 SATISFACTORY SATISFACTORY
SIDMAR	St W23	1250 x 2.5	Cold Rolling 0.6 / 0.8 mm Galvanizing 0.6 / 0.8 mm	SATISFACTORY (05 - Visible part possible)
HOOGO VENS	St W23	1250 x 2.4 1250 x 1.2	Cold Rolling 0.6 mm Galvanizing 0.6 mm Skinpassing	SATISFACTORY SATISFACTORY (cold rolled comm.qual.)
DAIWA (NIPPON STEEL)	St W23	1250 x 1.5	Tubemaking	SATISFACTORY
VOEST ALPINE	St W23	1250 x 1.2 1250 x 1.45 1250 x 1.95	Galvanizing	SATISFACTORY SATISFACTORY SATISFACTORY



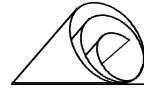
EVOLUZIONE DELLA MICROSTRUTTURA DURANTE IL RAFFREDDAMENTO DEI NASTRI LAMINATI A CALDO

INTRODUZIONE

Nel presente documento è presentato lo studio di carattere generale relativo all'evoluzione della microstruttura durante il raffreddamento dei nastri laminati a caldo, con i meccanismi di trasformazione al raffreddamento e il controllo della dimensione del grano ferritico.

Si è poi fatto un cenno agli acciai microlegati e ai relativi fenomeni di solubilizzazione e precipitazione degli elementi microleganti, considerando le tipologie e la morfologia dei precipitati in funzione del tipo di microleganti e delle temperature d'avvolgimento.

In seguito si è passati a considerare in termini più dettagliati le condizioni specifiche dell'impianto ISP con l'evoluzione della microstruttura in funzione del profilo termico peculiare del processo, delle condizioni di laminazione in sbazzatura ed in finitura, della ripresa di temperatura nel forno ad induzione e della temperatura finale d'avvolgimento.



Le proprietà dei nastri laminati a caldo sono determinate dalla composizione chimica, dalle condizioni di laminazione e del raffreddamento successivo.

Il raggiungimento di una determinata microstruttura è funzione della composizione chimica e delle condizioni di raffreddamento, in particolare la velocità di raffreddamento e la temperatura d'avvolgimento.

La velocità di raffreddamento è relazionata allo spessore dei nastri, maggiore per spessori inferiori (ordine di grandezza 25-100°C/s per un nastro di 3 mm, 8-30°C/s per un 10 mm), ma è suscettibile di controllo attraverso la docciatura in uscita dal treno finitore.

Per quanto attiene alla temperatura di avvolgimento il campo di variabilità è in genere compreso tra i 500 e gli 800°C. Successivamente all'avvolgimento il tasso di raffreddamento decresce di vari ordini di grandezza, diviene quasi indipendente dallo spessore e può essere approssimato ad un trattamento isotermico (ordine di grandezza della velocità di raffreddamento prossimo a 0,01°C/s).

MECCANISMO DI TRASFORMAZIONE AL RAFFREDDAMENTO

La principale trasformazione di fase è rappresentata dalla decomposizione dell'austenite nelle strutture di solidificazione con disperse delle seconde fasi.

In Fig. 1 è rappresentato un generico diagramma di raffreddamento per un acciaio basso legato.

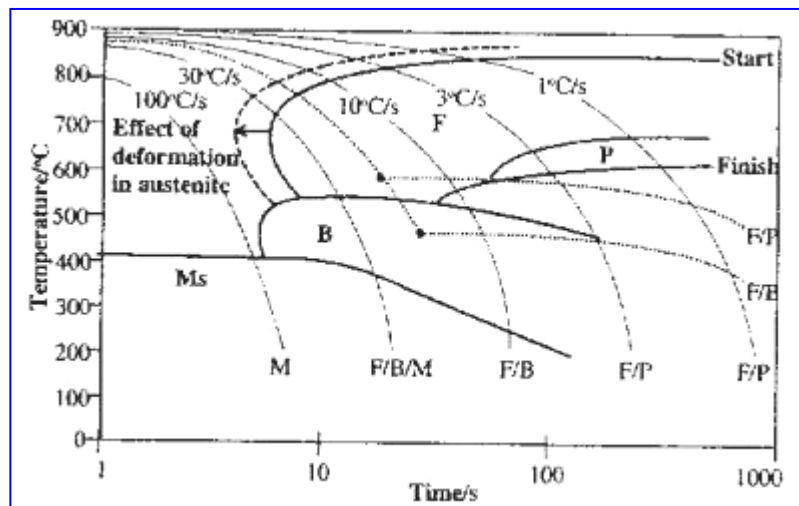


Fig. 1- Diagramma di raffreddamento acciaio basso legato.



Il diagramma dà un'idea delle trasformazioni dell'acciaio al raffreddamento, tenendo conto però che le effettive trasformazioni sono anche funzione della composizione chimica e delle condizioni dell'austenite di partenza come le dimensioni del grano e lo stato di deformazione.

Per basse velocità di raffreddamento si genera una ferrite poligonale al bordo grano austenitico, seguita dalla trasformazione perlitica dell'austenite residua per produrre la classica struttura equiassica ferritico-perlitica. Una fine struttura austenitica o un'austenite iniziale deformata incrementa il campo di temperature della trasformazione ferritica con un aumento dei punti di potenziale nucleazione della ferrite e conseguente affinamento delle strutture finali.

All'aumentare della velocità di raffreddamento la crescita del grano ferritico è progressivamente inibita con formazione di strutture aciculari e successivamente bainitiche con strutture risultanti ferritico-bainitiche. Tali strutture sono favorite da un grano iniziale austenitico di grandi dimensioni.

Con incrementi successivi della velocità di raffreddamento la struttura diviene progressivamente bainitica e quindi martensitica.

Nel caso del raffreddamento successivo all'avvolgimento si può prendere in considerazione il diagramma di raffreddamento isoterma (Fig. 2).

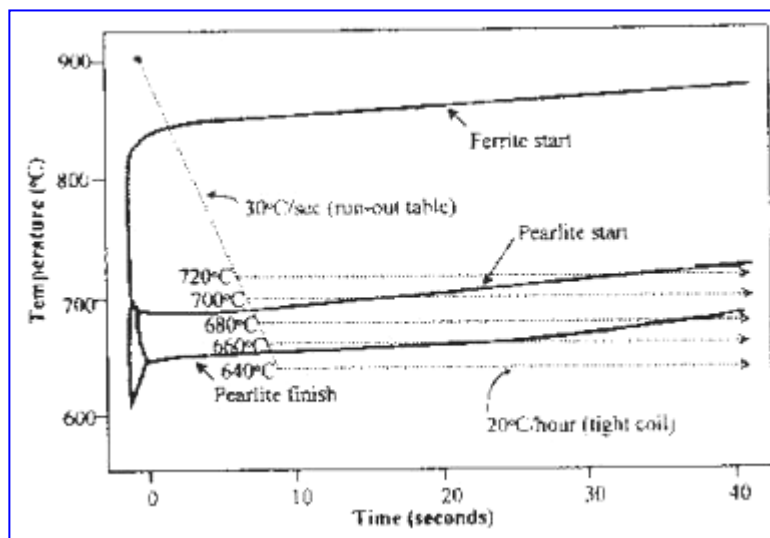
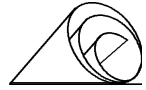


Fig. 2 - Diagramma di raffreddamento isoterma.

Una parte delle trasformazioni di fase avviene successivamente all'avvolgimento nella fase di raffreddamento quasi isoterma; la maggior parte della trasformazione ferritica avviene durante la doccia in uscita dal treno finitore. Per temperature di avvolgimento inferiori a circa 650°C, la reazione perlitica è in generale completa prima dell'avvolgimento, per temperature superiori ai 680°C, una parte della perlite si forma successivamente all'avvolgimento dalle residue tracce di austenite.



CONTROLLO DELLA DIMENSIONE DEL GRANO FERRITICO

Mentre i diagrammi di raffreddamento danno una visione generale sui prodotti di trasformazione la dimensione del grano ferritico è un importante fattore che governa sia le caratteristiche meccaniche sia la tenacità degli acciai. Molte osservazioni suggeriscono che la nucleazione della ferrite avviene al bordo grano austenitico ed il numero di nuclei per unità di volume dell'acciaio sarebbe proporzionale all'area specifica di bordo grano S , con $S_v=2/D_\gamma$ e D_γ rappresenta la dimensione media del grano austenitico.

I nuovi grani ferritici formati presentano una dimensione media del grano che può essere espressa da:

$$D_\alpha = k_1 D_\gamma^{1/3}$$

Se la nucleazione avviene solo lungo i bordi di grano la corrispondente relazione diviene:

$$D_\alpha = k_2 D_\gamma^{2/3}$$

In generale la dimensione dei grani ferritici può essere relazionata al tasso di enucleazione N ed al tasso di crescita G dall'espressione:

$$D_\alpha = k_3 (G/N)^{1/4}$$

Per quanto attiene alla temperatura di trasformazione A_r (trasformazione austenite-ferrite), questa è fortemente dipendente dalla composizione chimica e dalla velocità di raffreddamento.

In Fig. 3 è rappresentata la relazione tra la variazione della dimensione del grano ferritico e la temperatura A_r , per acciai aventi differenti contenuti di nickel e raffreddati a differenti velocità di raffreddamento.

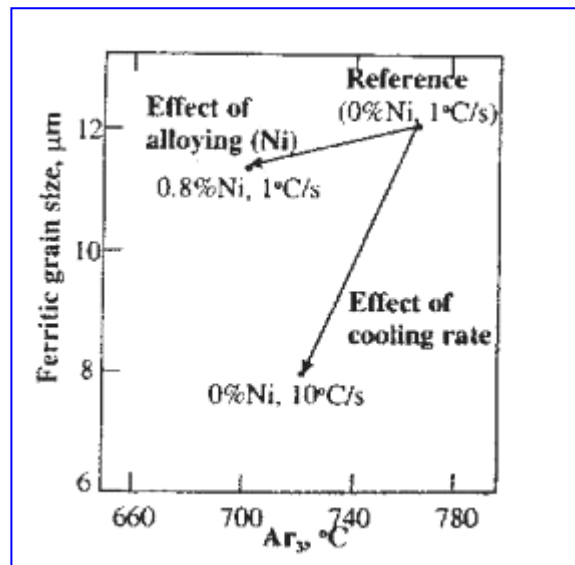
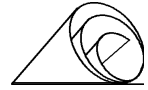


Fig. 3 - Variazione dimensione grano ferritico.



ACCIAI MICROLEGATI

Gli acciai microlegati devono il loro nome all'aggiunta durante l'elaborazione di piccole quantità di niobio, vanadio, titanio, boro per un contenuto percentuale che raramente supera lo 0,2%. Questi elementi anziché entrare come leganti nel reticolo cristallino del ferro svolgono la loro azione unendosi al carbonio ed all'azoto presenti nella matrice, formando carburi, nitruri e carbonitruri finemente dispersi; questi partecipano all'affinamento del grano e producono l'indurimento della matrice tramite la loro precipitazione nei grani ferritici.

L'indurimento per precipitazione si ottiene soltanto se la precipitazione avviene in fase ferritica, poiché i precipitati formati in fase austenitica limitano la loro azione all'inibizione della crescita del grano ed alla diminuzione della velocità di ricristallizzazione.

Niobio

Il niobio quando si trova in soluzione solida nell'austenite ad elevata temperatura provoca un innalzamento della temperatura di ricristallizzazione; inoltre esso precipita per la maggior parte durante e dopo la trasformazione gamma-alfa sotto forma di carbonitruri finemente dispersi che hanno un notevole effetto d'indurimento della matrice ferritica. I carbonitruri insolubili nell'austenite contribuiscono invece a limitare l'accrescimento dei grani austenitici stessi, in quanto sono molto stabili fino a temperature dell'ordine dei 1200°C.

Vanadio

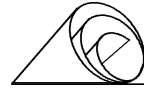
Anche il vanadio quando si trova in soluzione solida nell'austenite provoca un certo innalzamento della temperatura di ricristallizzazione. L'effetto d'indurimento per precipitazione è tuttavia superiore a quello dell'affinamento del grano; infatti esso forma sia carbonitruri che nitruri e questi ultimi hanno un effetto d'indurimento sulla matrice più marcato dei primi.

Titanio

Il titanio in soluzione ha un effetto ritardante sulla ricristallizzazione. L'affinamento del grano è legato al fatto che i carbonitruri possono agire come punti di nucleazione dei grani ferritici nella trasformazione gamma-alfa sia ad effetti ritardanti in fase gamma della crescita dei grani austenitici.

Boro

Il boro è aggiunto negli acciai in tenori proporzionali a quelli del carbonio. L'effetto del boro è tanto maggiore quanto minore è il tenore di carbonio; esso agisce nella trasformazione gamma-alfa riducendo la velocità di crescita dei grani ferritici.



FENOMENI DI SOLUBILIZZAZIONE E PRECIPITAZIONE

La solubilità nell'austenite di vari carburi, carbonitruri e nitrucci può essere espressa dall'equazione di solubilità:

$$\log \frac{M}{X} = A - B/T$$

ove M rappresenta il contenuto in massa dell'elemento microlegante in %, X il contenuto in massa di N o C in %, A, B sono costanti e T la temperatura assoluta.

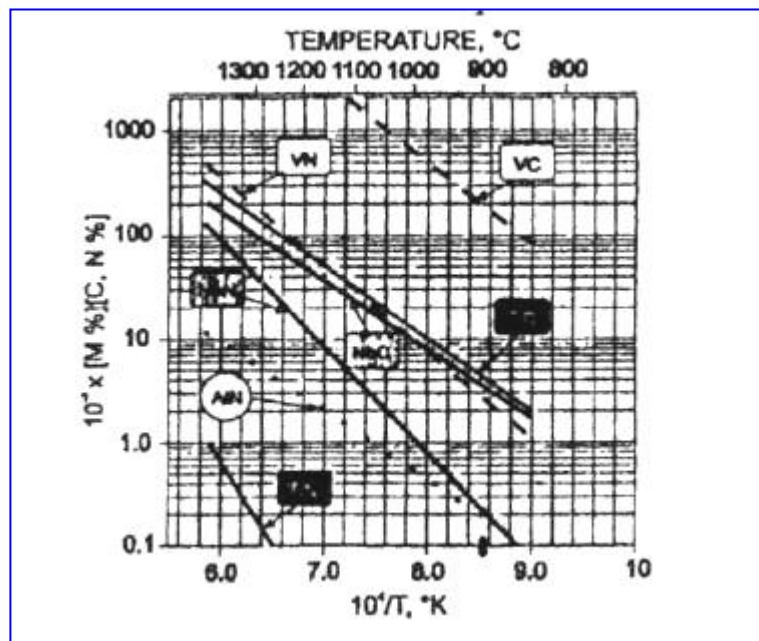


Fig. 4 - Solubilità in funzione temperatura.

Risulta chiaro che la solubilità dei nitrucci è generalmente inferiore a quella dei corrispondenti carburi. Ciò, è maggiormente pronunciato per il titanio ed il vanadio e comporta che questi reagiscano rapidamente con l'azoto e successivamente con il carbonio solo quando il primo è stato consumato.

Nel caso degli acciai con niobio, in cui la differenza di solubilità tra carburi e nitrucci è relativamente piccola, si formano carbonitruri.

Nei moderni acciai microlegati la richiesta di specifiche proprietà porta all'utilizzo di complessi di microleganti. La termodinamica e la cinetica del processo di precipitazione possono essere influenzate sia dalla composizione base dell'acciaio sia dalla temperatura e dalla deformazione del processo di deformazione plastica. Il risultato delle condizioni di precipitazione è espresso in Fig. 5 dove la solubilità è espressa in funzione della temperatura.

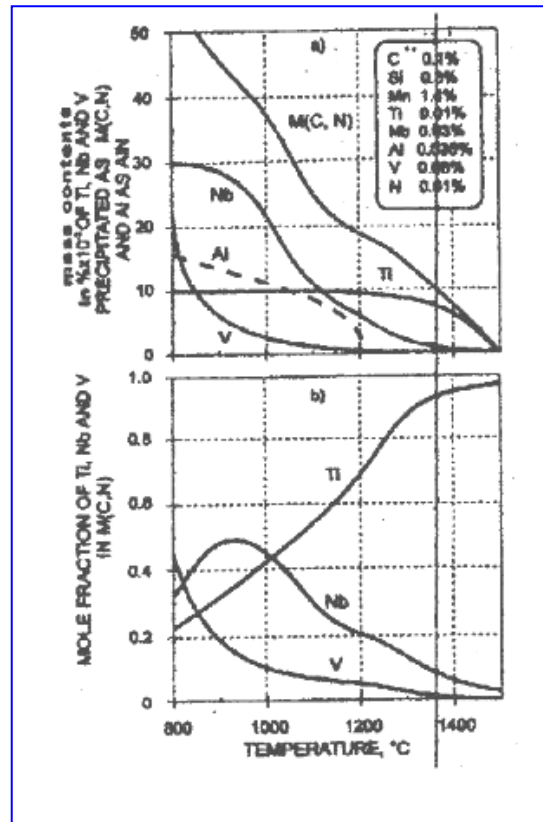
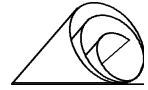
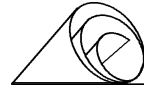


Fig. 5 - Precipitati all'equilibrio.

Risulta evidente che la maggior parte dei precipitati alle alte temperature è TiN, mentre alle medie temperature sono i Nb(C, N). Il contributo di V (C, N) è importante alle più basse temperature nella regione dell'austenite. I precipitati complessi sono in genere costituiti da Ti e Nb all'interno con un arricchimento di Nb e V verso la superficie.

Alti contenuti di C e N portano ad una rapida precipitazione a causa della supersaturazione della soluzione solida, altri elementi come il Mn ed il Mo hanno un ruolo opposto in quanto rallentano l'attività termodinamica del carbonio e dell'azoto.

Esiste un effetto sinergico di rafforzamento, quando il Vanadio ed il niobio sono impiegati insieme; si suppone che il Vanadio in soluzione incrementi la solubilità del Niobio producendo una fine ed estesa distribuzione di precipitati di Niobio in ferrite.



PRECIPITAZIONE DI MICROLEGANTI

Per gli acciai con Vanadio i precipitati sono prevalentemente nitruri di vanadio a causa della bassa stabilità dei carburi di vanadio; per gli acciai con titanio carburi di titanio. Il Niobio rappresenta un caso intermedio ove i precipitati contengono sia carburi sia nitruri.

Due forme di morfologia di precipitati si incontrano abitualmente: precipitazione in forma di righe e precipitazione casuale uniformemente distribuita (Fig. 6).

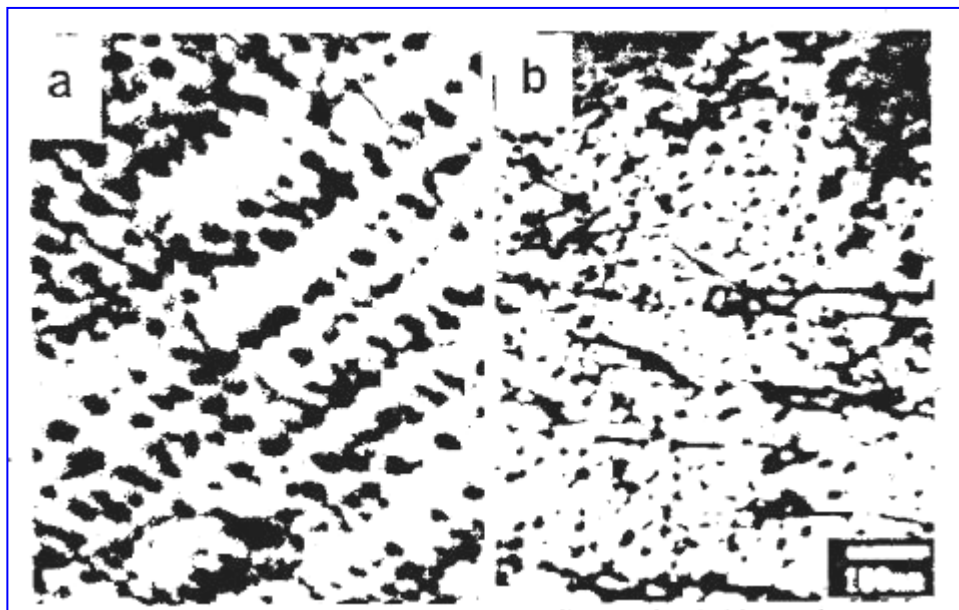


Fig. 6 - Micrografie di carbonitruri: a sinistra precipitazione in righe, a destra casuale uniformemente distribuita

La precipitazione casuale uniformemente distribuita, richiede che la trasformazione in ferrite avvenga rapidamente prima della nucleazione delle particelle e questo è tipico delle basse temperature di trasformazione e/o rapidi raffreddamenti.

Si tratta in genere del comportamento normale degli acciai in cui la ferrite si forma completamente nella fase di docciatura o immediatamente successivamente all'avvolgimento. La successiva formazione di carbonitruri è funzione della temperatura con un massimo a 600°C; questa temperatura è scelta tipicamente come temperatura di avvolgimento al fine di avere un forte effetto di indurimento per precipitazione.

Il generico diagramma CCT (Fig. 7) mostra le zone di precipitazione in relazione alle trasformazioni di fase che avvengono nell'acciaio.

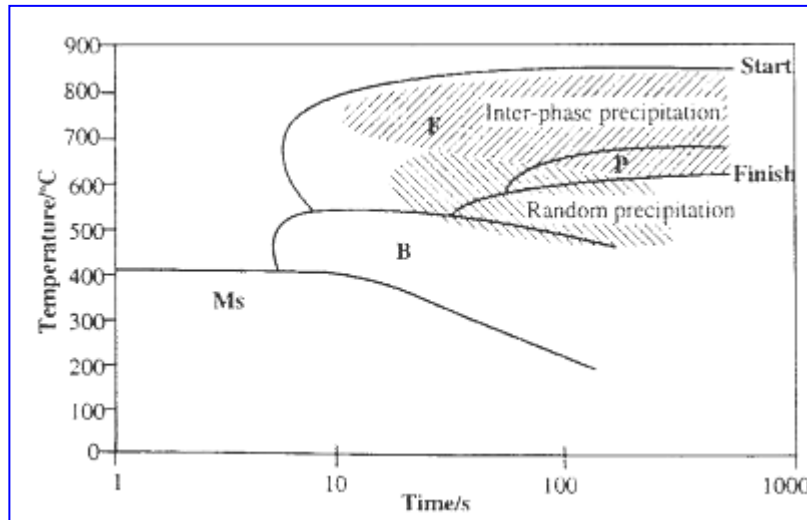
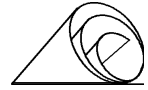
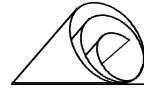


Fig. 7 - *Diverse forme di precipitazione durante il raffreddamento.*

La densità della precipitazione distribuita uniformemente che governa il rafforzamento per precipitazione, è controllata dalla temperatura e dalla supersaturazione degli elementi microleganti così come dal contenuto di carbonio e azoto presenti nella ferrite.

Il secondo tipo di precipitazione interfase è caratteristico delle alte temperature tipicamente tra i 700 e gli 800°C.

Lo spazio tra le file decresce con la temperatura di trasformazione. Tale tipo di precipitazione è associato con la formazione di ferrite alle alte temperature e la si nota principalmente negli acciai a basso carbonio con bassi tassi di raffreddamento.



EVOLUZIONE DELLA STRUTTURA NEL PROCESSO ISP

L'impianto ISP per la produzione in linea di nastri a caldo è costituito dai seguenti componenti: paniera, lingottiera, zona di colata continua, treno sbozzatore, forno ad induzione, forno Cremona, discagliatore, treno finitore, zona di raffreddamento, aspi avvolgitori (Fig. 8).

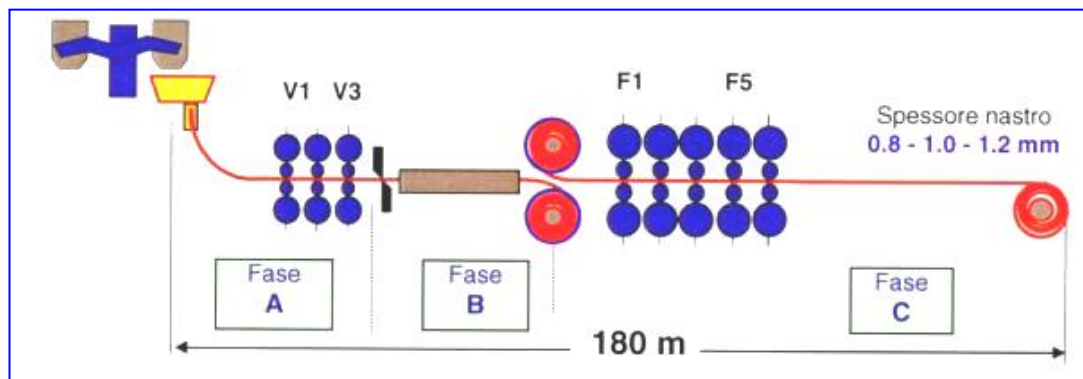


Fig. 8 - Schema linea ISP

Fase A: colaggio e laminazione diretta

Fase B: riscaldamento ad induzione ed avvolgimento intermedio al Cremona- Furnace

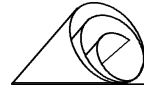
Fase C: laminazione di finitura, raffreddamento ed avvolgimento.

Caratteristica peculiare è quella di mettere in linea la fase di colaggio di una bramma sottile con la riduzione di spessore a cuore ancora liquido e la laminazione in continuo. La colata continua è caratterizzata dallo spessore sottile della bramma e dall'alta velocità di colaggio (4,5-5 m/min) il che determina alte velocità di solidificazione e strutture primarie molto fini.

Durante la solidificazione, si ha poi una riduzione di spessore della bramma a cuore liquido da 65 a 50 mm e, per effetto del gradiente di velocità tra pelle e cuore si ha un'azione di stirring sul liquido in via di solidificazione.

A valle della colata continua la barra viene subito laminata e trasformata in una bramma dello spessore di 20-13 mm da un treno sbozzatore a tre gabbie nel quale lo spessore ed il profilo vengono opportunamente regolati.

All'uscita dal treno sbozzatore la barra entra in successione in due forni, un primo forno ad induzione che permette un recupero di temperatura di 250-300°C e di impostare con estrema precisione temperature diverse tra un coil e l'altro, un secondo forno, forno Cremona, ha la duplice funzione di accumulo e mantenimento consentendo il collegamento tra la velocità di colata e quella di laminazione di finitura, permettendo di entrare al treno finitore con velocità e temperature costanti.



Infine al treno finitore per effetto sia del contenimento della temperatura in ingresso sia della breve durata della laminazione, si ha una limitata formazione di ossido secondario, con notevoli vantaggi in termini di qualità superficiale.

Nella Fig. 9 è riportata una vista d'insieme dell'impianto con in primo piano il treno finitore e sullo sfondo la torretta della colata continua con la siviera.



Fig. 8 - Vista d'insieme della linea I.S.P.

PROFILI TERMICI TIPICI PROCESSO ISP

Al fine di esaminare l'influenza del profilo termico della tecnologia ISP sull'evoluzione della microstruttura degli acciai e sui fenomeni di solubilizzazione e precipitazione degli elementi microleganti si sono di seguito riportati i diagrammi relativi ai profili termici a regime di un acciaio microlegato, un basso C, un medio C, un alto C.

Tali profili sono relativi allo sviluppo puntuale della temperatura dall'uscita della lingottiera fino al treno finitore e forniscono un quadro complessivo dell'influenza del tenore di carbonio e dello spessore dei nastri sul profilo di temperatura.

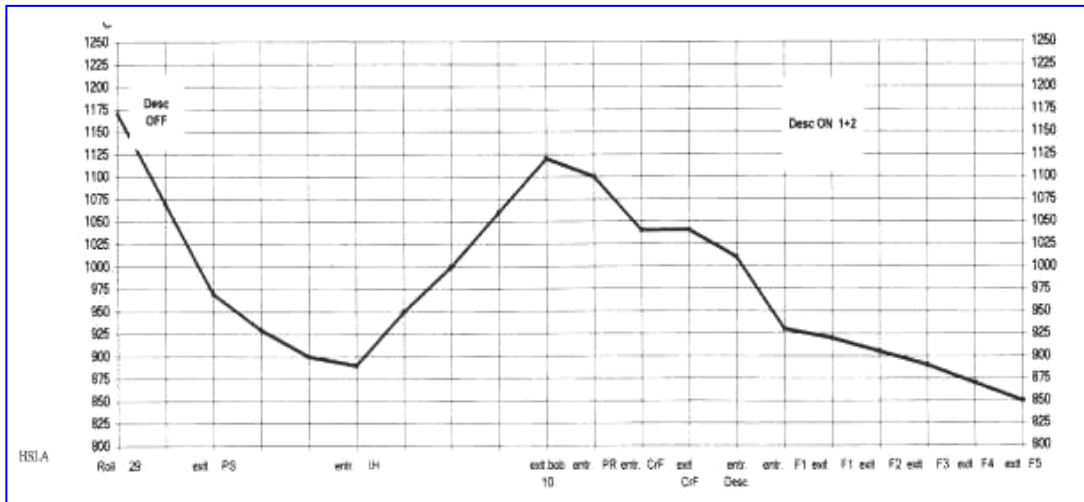
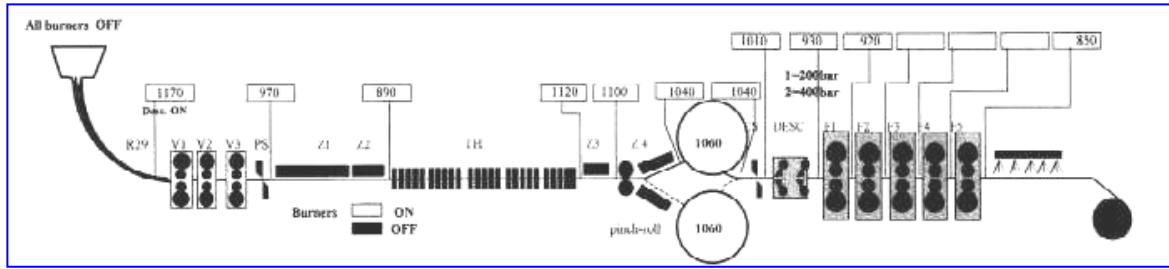
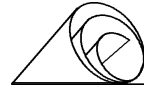


Fig. 9 - Profilo termico di un acciaio microlegato, spessore 2,75 mm

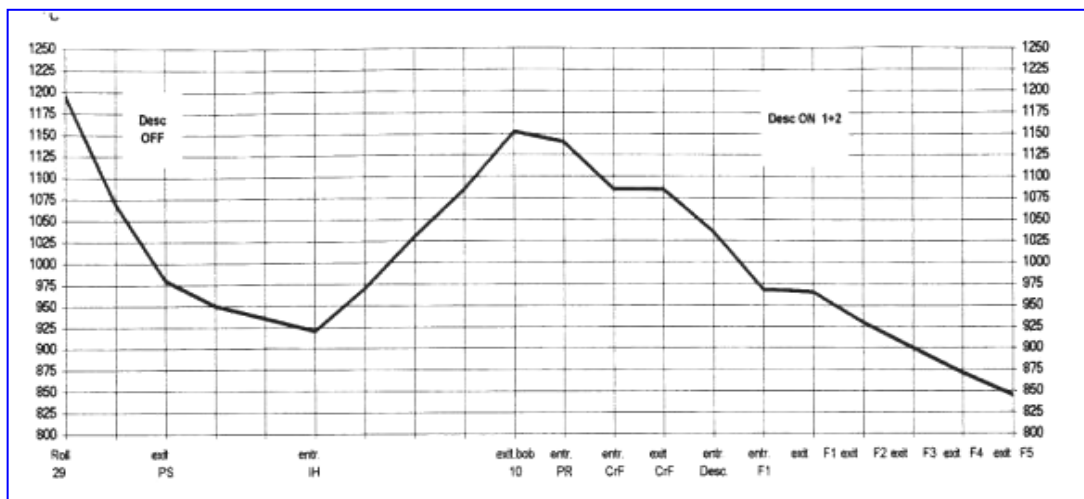


Fig. 10 - Profilo termico di un acciaio basso C, spessore 1 mm

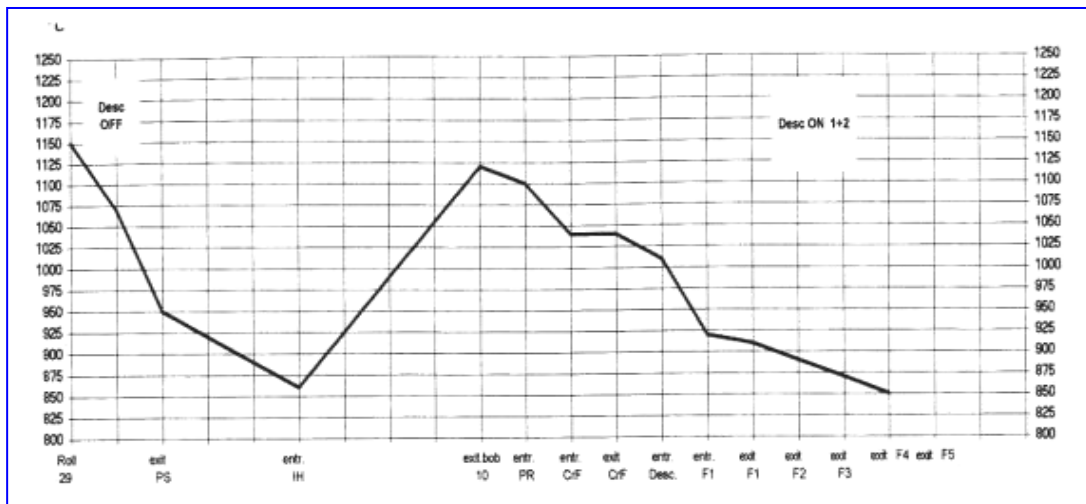
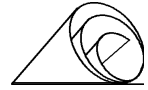


Fig. 11 - Profilo termico di un acciaio medio C, spessore 6 mm

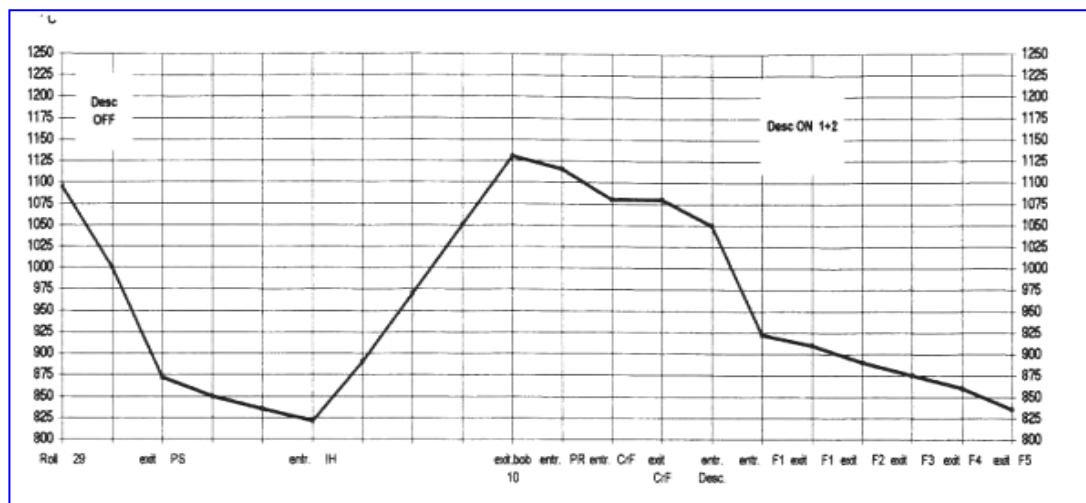
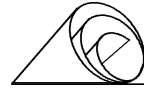


Fig. 12 - Profilo termico di un acciaio alto C, spessore 2,5 mm

Relativamente ai profili termici sopra evidenziati il profilo termico di temperatura nella fase di colaggio prima del forno ad induzione è essenzialmente influenzato dal tenore di carbonio e dalla velocità di colata.

Gli acciai con tenore di carbonio medio alto, presentando temperature del liquidus inferiori, determinano uno spostamento verso il basso del profilo di temperatura, un analogo comportamento è determinato da basse velocità di colaggio.

La ripresa di temperatura nel forno ad induzione è invece fondamentale relazionata, a parità di classe dell'acciaio, allo spessore dei nastri ed è superiore per nastri di spessore minore.



Ciò è legato sia al fatto che i nastri di spessore minore richiedono riduzioni percentuali di laminazione più elevate e si presenta pertanto la necessità di contenere gli sforzi di laminazione incrementando la temperatura, sia alla minore inerzia termica degli stessi che li porta a raffreddarsi rapidamente. Il range di temperature di fine laminazione è collocato in campo totalmente austenitico con campo di temperatura compreso tra 950 e 850°C, con temperature finali di laminazione in generale inferiori per nastri ad alto contenuto di carbonio.

Le temperature di avvolgimento sono funzione a parità di classe d'acciaio, dello spessore e dell'applicazione specifica.

Caratteristiche peculiari del profilo termico ai fini dello studio dei fenomeni di ricristallizzazione e recupero del grano austenitico sulla struttura di partenza derivante dalla liquid core reduction sono da associarsi al range di temperature nella fase di sbozzatura e di finitura, ai relativi tassi di riduzione percentuale ed al recupero di temperatura nel forno ad induzione.

La liquid core reduction apporta dei vantaggi sia in termini di struttura di solidificazione sia in termini di segregazione assiale nella bramma. L'effetto di stirring sull'acciaio in fase di solidificazione determina una rottura delle cuspidi dei grani primari formati con formazione di strutture primarie molto fini.

La laminazione di sbozzatura è caratterizzata da un campo di temperature relativamente elevato, 970-1100°C, 880-1080°C con tassi di riduzione compresi tra 60 e 73%. Negli acciai al carbonio tendenzialmente si avrà una ricristallizzazione dinamico-statica e data l'elevata temperatura il grano austenitico tende successivamente ad ingrossare nuovamente; negli acciai microlegati la ricristallizzazione in funzione del tenore degli elementi microleganti sarà in generale parziale.

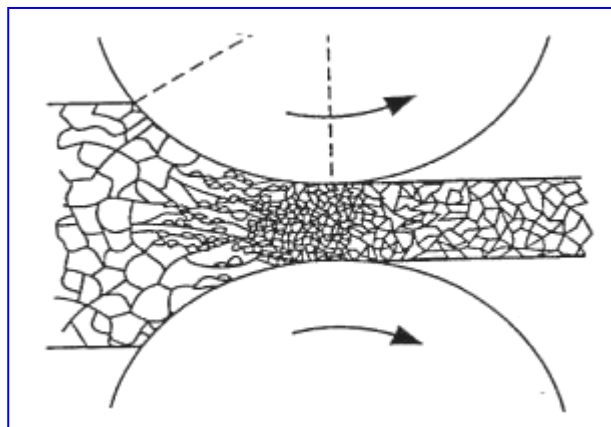


Fig. 13 - Ricristallizzazione dinamica

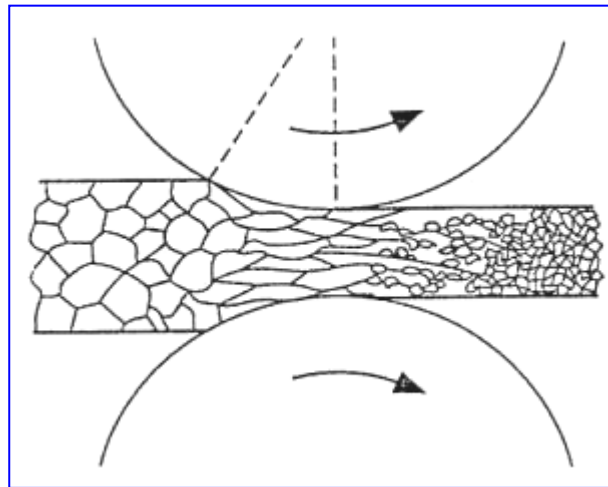
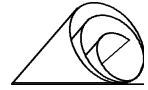


Fig. 14 - Ricristallizzazione statica

La ripresa di temperatura nel forno ad induzione determina nel caso degli acciai al solo carbonio un ingrossamento del grano austenitico che sarà tuttavia inferiore al caso di ciclo convenzionale in cui si parte da bramma raffreddata fino a temperatura ambiente; la laminazione di finitura avverrà in condizioni di ricristallizzazione statica, con un grano austenitico di partenza tendenzialmente fine, ciò comporta come riportato nella figura sottostante (Fig. 15), un affinamento del grano ferritico finale in funzione anche del tasso di riduzione applicato.

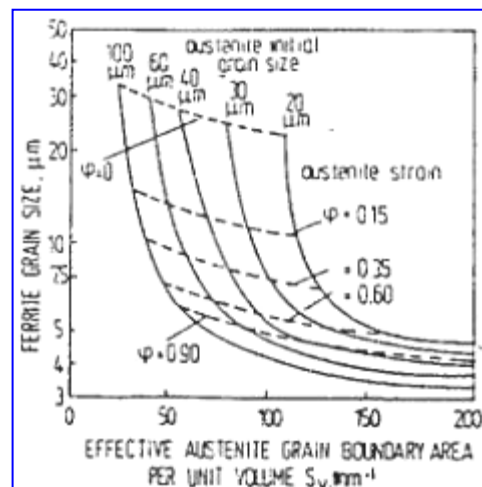
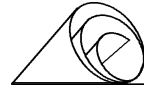


Fig. 15 - Dimensione del grano ferritico per diversi grani austenitici iniziali e deformazioni ϕ .



Nel caso degli acciai microlegati la ripresa di temperatura nel forno ad induzione determinerà anch'essa un ingrossamento del grano, questo risulterà tuttavia inferiore rispetto al caso degli acciai al carbonio, in relazione al controllo esercitato dai carbonitruri insolubili. L'effetto di maggiore controllo sarà esercitato dai nitruri i quali presentano una solubilità inferiore rispetto ai corrispondenti carburi, come deducibile dal diagramma di solubilità.

Il grano di partenza per la laminazione di finitura risulterà conseguentemente di dimensioni inferiori. La laminazione di finitura avviene in condizioni di non ricristallizzazione a causa dell'incremento della temperatura di ricristallizzazione dell'austenite legato agli elementi microleganti. Ciò comporta la deformazione del grano cristallino senza che esso ricristallizzi con formazione di bande di deformazione all'interno dei grani e un aumento dei punti di potenziale nucleazione della ferrite.

Al fine di correlare la microstruttura del materiale con le corrispondenti caratteristiche meccaniche può essere preso in considerazione il diagramma successivo (Fig. 16).

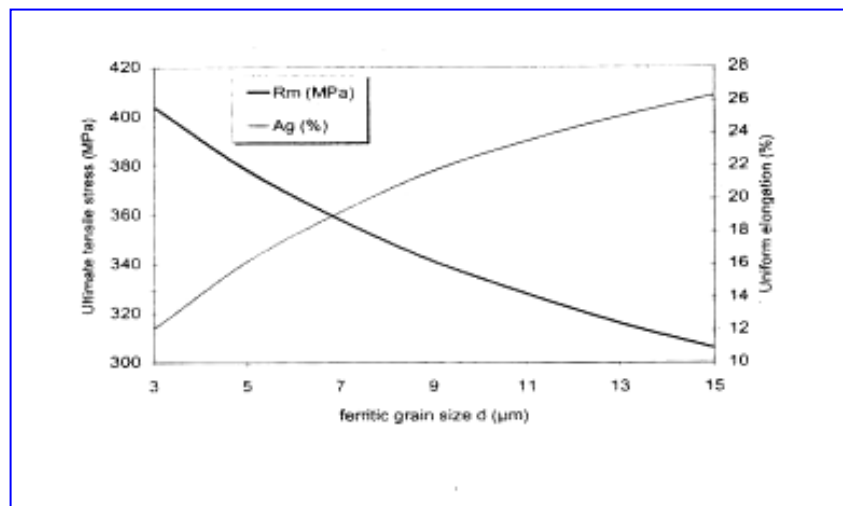


Fig. 16 - Influenza della dimensione del grano sulle caratteristiche meccaniche (acciaio basso C)

È rilevabile come per gli acciai in questione una variazione di 1 μm nel grano ferritico comporti una variazione di circa 10 MPa in termini di carico di rottura.

Nel caso degli acciai microlegati è interessante considerare l'effetto del contenuto percentuale degli elementi microleganti sia sulla dimensione del grano ferritico, sia sulle corrispondenti caratteristiche meccaniche; nel grafico successivo è riportata l'influenza (Fig. 17).

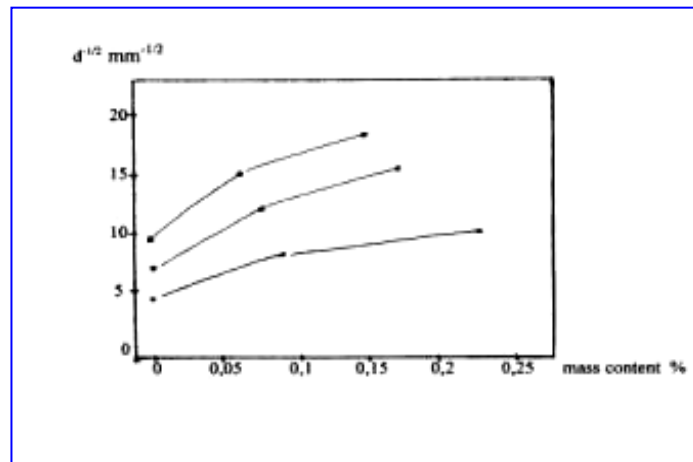
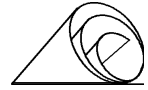


Fig. 17 - Influenza contenuto microleganti sulla dimensione del grano ferritico finale: Nb curva superiore, V curva mediana, Ti curva inferiore (contenuto percentuale in massa degli elementi microleganti)

In termini di rapporto con le caratteristiche meccaniche può essere preso in considerazione il seguente diagramma (Fig. 18).

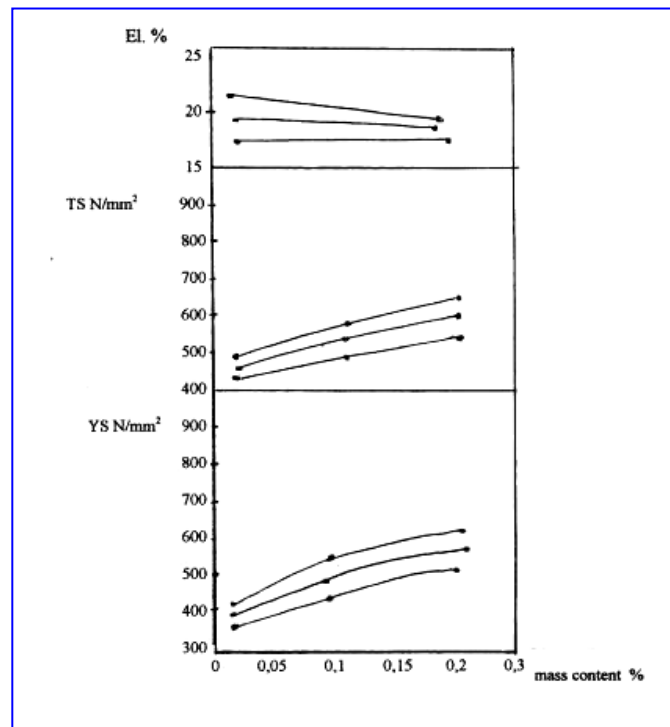
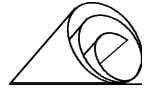


Fig. 15 - Acciaio basso C con 1,2% di Mn - Influenza contenuto Microleganti sulle caratteristiche meccaniche: Nb curva superiore, V curva mediana, Ti curva inferiore (l'inverso per allungamenti)



Al fine di avere dei riscontri sperimentali sulle effettive condizioni microstrutturali dei nastri di produzione ISP si riportano micrografie relative a microstrutture di nastri in acciaio dolce FeP12 dello spessore di 1, 1,5 mm ed in acciaio microlegato S355MC, S420 MC spessori 1,5, 1,85 mm con allegati grafici relativi alla dimensione media del grano.

Le dimensioni medie del grano sono prossime a 6,5-8 μm per i nastri in acciaio dolce di spessore 1-1,5 mm e 5,1-5,8 μm per i nastri in acciaio microlegato.

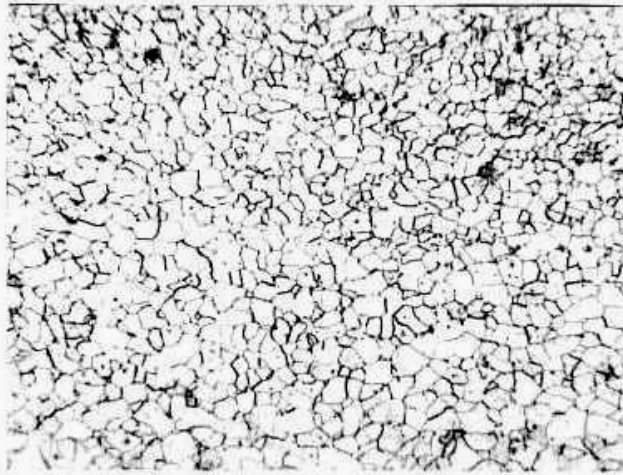
Nel caso degli acciai dolci si assiste ad un incremento della dimensione del grano ferritico, passando dai nastri di spessore inferiore ai nastri di spessore maggiore, ciò è da relazionarsi a condizioni di raffreddamento lievemente meno marcate e minori riduzioni percentuali di laminazione come riportato nelle pagine precedenti.

Nel caso degli acciai microlegati si osserva una riduzione significativa delle dimensioni del grano ferritico, tale fenomeno come in precedenza specificato è da ascrivere alla formazione di carburi e carbonitruri che limitano la crescita del grano austenitico ed all'innalzamento della temperatura di ricristallizzazione dell'austenite che comporta una laminazione di finitura senza che essa ricristallizzi con formazione di microbande all'interno del grano e conseguente affinamento del grano ferritico finale.



COIL 92167.005
FeP12 spessore 1,0 mm

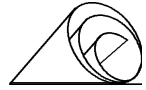
¼ LARGHEZZA NASTRO



Prossimità superficie nastro (440 x).

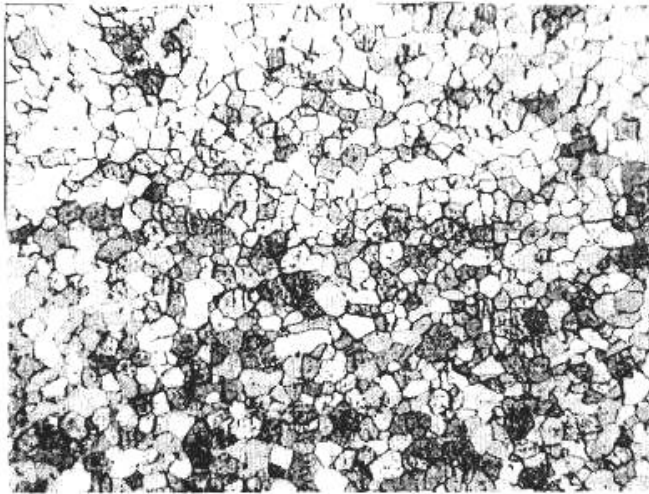


Centro spessore nastro (440x).

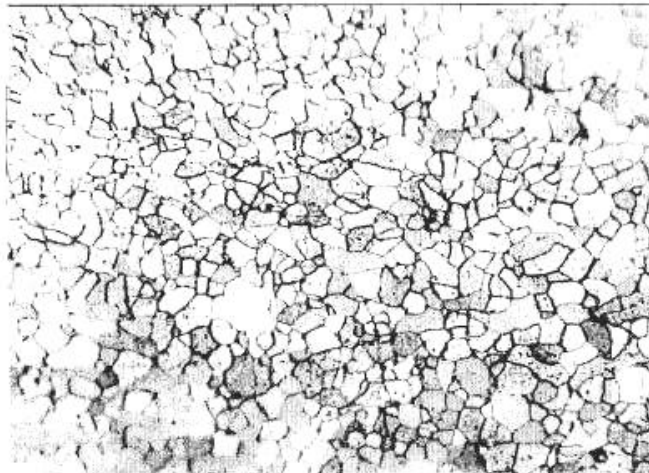


COIL 92820.003
FeP12 migliorato, spessore 1,5 mm

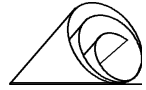
¼ LARGHEZZA NASTRO



Prossimità superficie nastro (440 x).

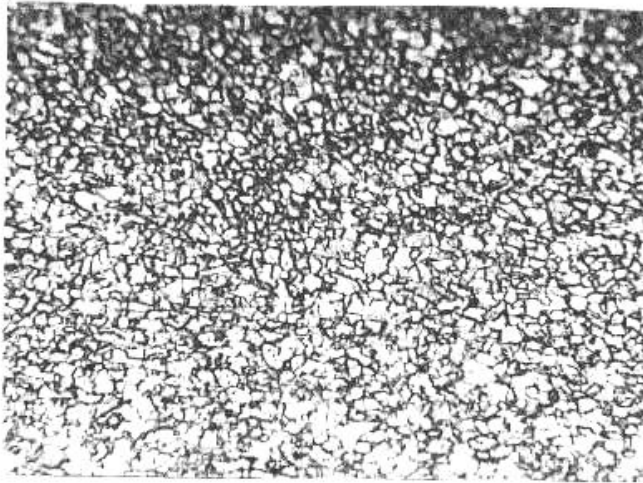


Centro spessore nastro (440 x).



COIL 92291.003
S355MC, spessore 1,5 mm

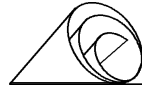
¼ LARGHEZZA NASTRO



Prossimità superficie nastro (440 x).

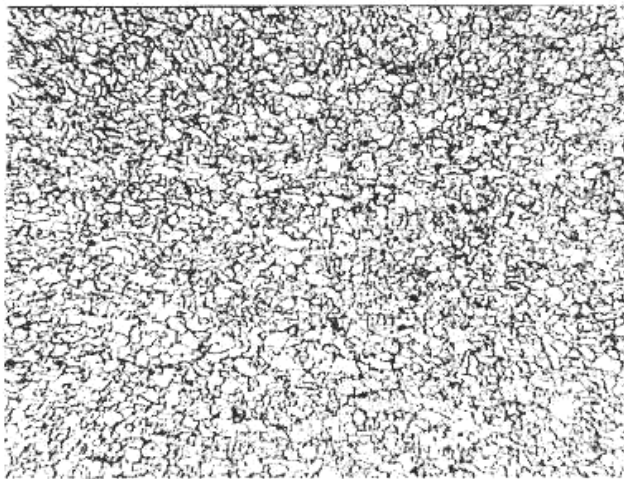


Centro spessore nastro (440 x).

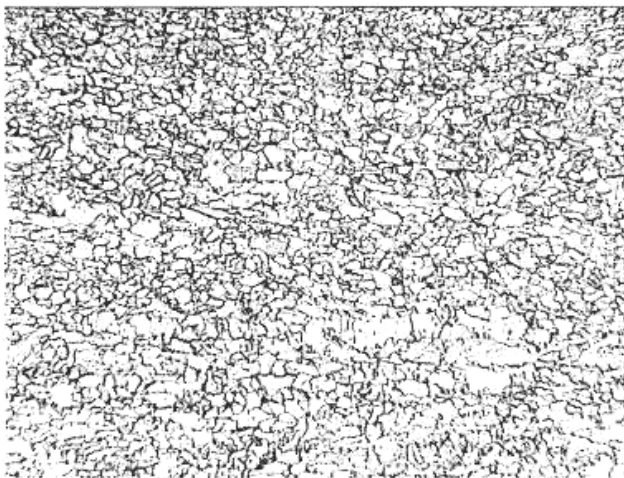


COIL 92697.005
S420MC, spessore 1,85 mm

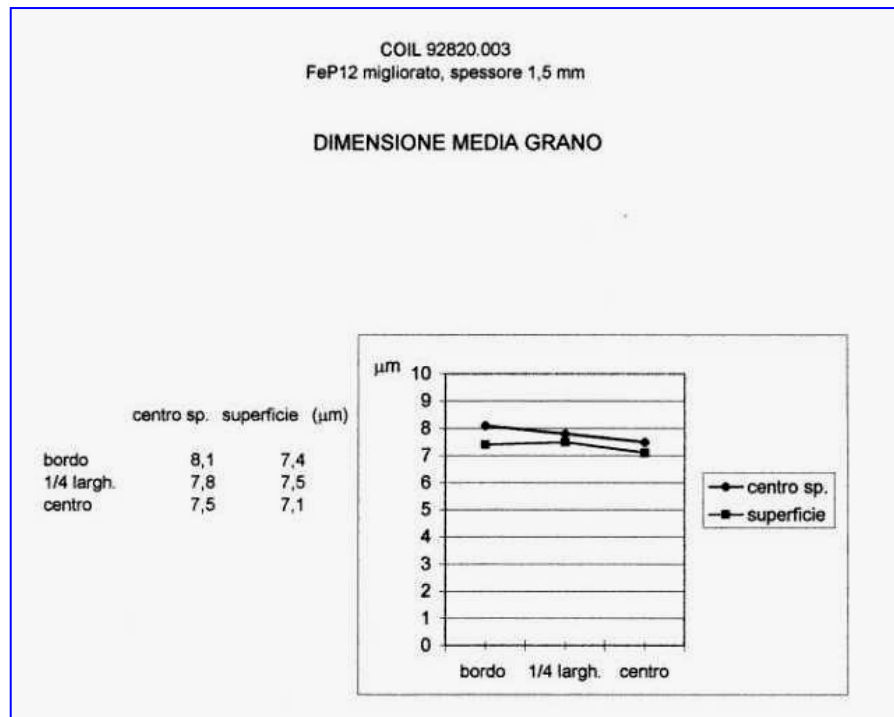
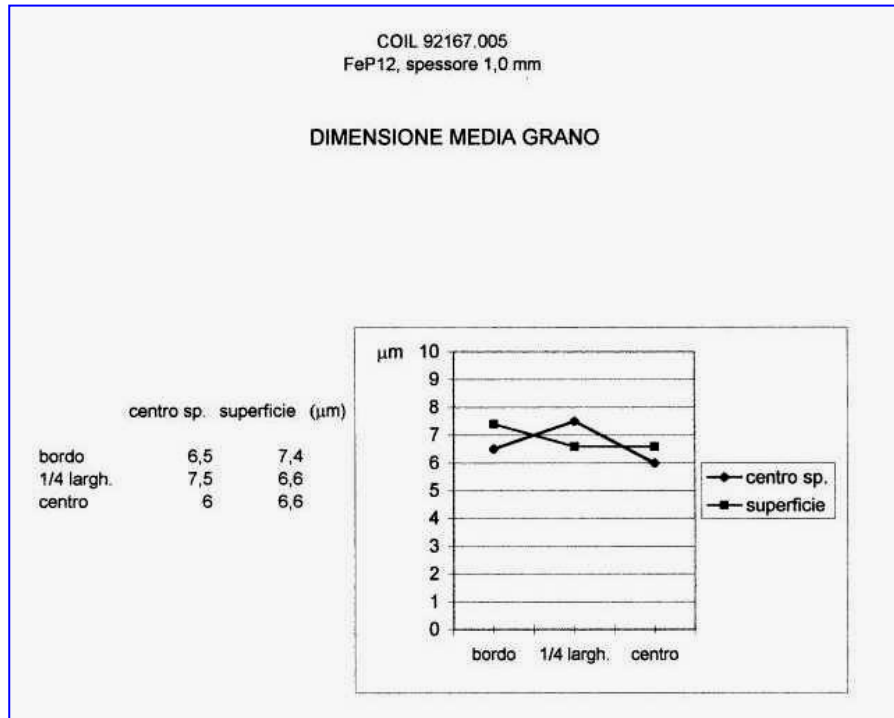
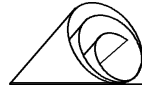
¼ LARGHEZZA NASTRO

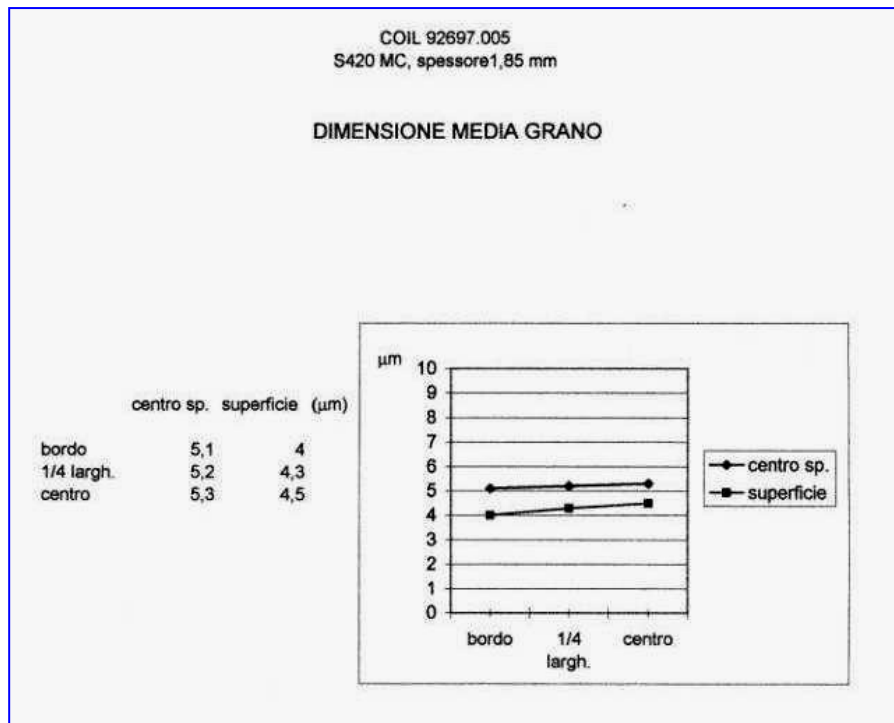
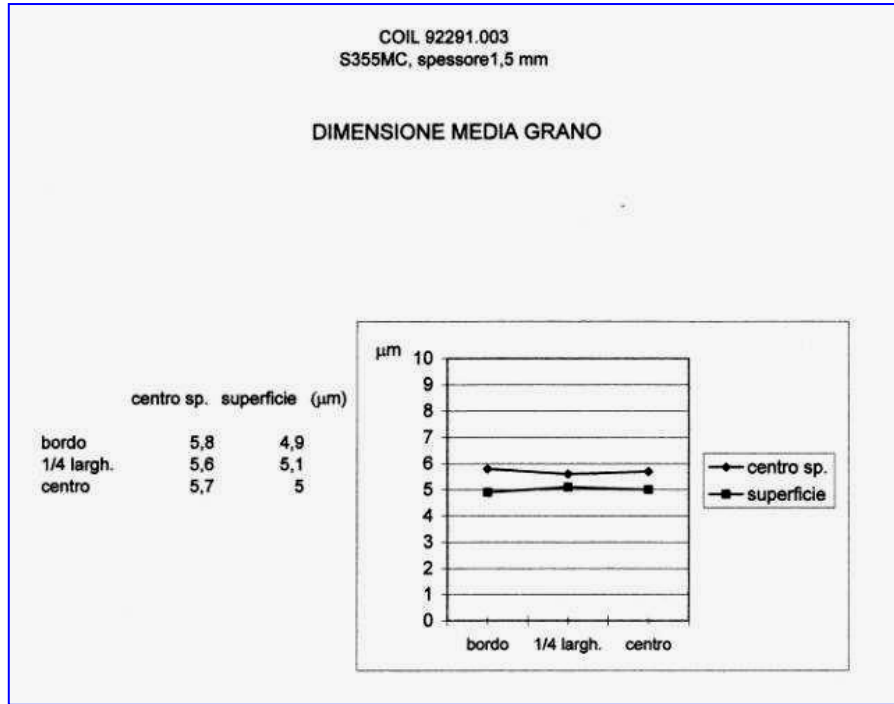


Prossimità superficie nastro (440 x).



Centro nastro (440 x).





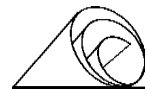


20 – BREVETTI

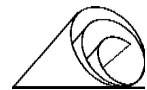
aggiornamento a Giugno 2006								
BREVETTI a nome GIOVANNI ARVEDI MANTENUTI		Stato della pratica		DOMANDA		BREVETTO		
		Domanda	Brevetto	N*	DATA	N*	DATA	
Proprietà Cav. Giovanni Arvedi - Diritti di sfruttamento ceduti a Finarvedi								
1	ISP							
	<i>priorità</i>	Italia	SI	SI	20752 A/88	26/05/1988	1224318	04/10/1990
		Germania	SI	SI	P 3840812.0.24	30/11/1988	P 3840812.0-24	14/03/1991
		PCT - con estensione in:	SI	*****	PCT/DE 8900332	23/05/1989	*****	*****
		Australia	SI	SI	36862/89	23/05/1989	624831	19/10/1992
		Brasile	SI	SI	PI 8907450	23/05/1989	PI 8907450-5	27/05/1997
		Bulgaria	SI	SI	93307	26/11/1990	51443	26/05/1994
		Canada	SI	SI	600612	25/05/1989	1341120	17/10/2000
		Finlandia	SI	SI	904757	25/05/1989	92161	10/10/1994
		Ungheria	SI	SI	3625/89	23/05/1989	213334	03/04/1997
		Giappone	SI	SI	505379/1989	23/05/1989	2726919	12/12/1997
		Corea Sud	SI	SI	90/700155	23/05/1989	9993614488	27/05/1996
		Norvegia	SI	SI	905088	23/05/1989	176085	01/02/1995
		Romania	SI	SI	146356	23/05/1989	108933	30/09/1994
		Russia	SI	SI	4831837/27	26/11/1990	2036030	27/05/1995
		USA	SI	SI	08/015300	08/02/1993	5307864	03/05/1994
		EUROPA - con convalida in:	SI	SI	89906038,8	23/05/1989	0415987	16/12/1992
		Austria		convalidato				
		Belgio		convalidato				
		Francia		convalidato				
		Germania		convalidato				
		Gran Bretagna		convalidato				
		Italia		convalidato				
		Lussemburgo		convalidato				
		Olanda		convalidato				
		Svezia		convalidato				
		Svizzera		convalidato				
		Danimarca		convalidato				
		India	SI	SI	399/MAS/89	18/05/1989	174083	31/03/1995
		Sud Africa	SI	SI	89/3835	22/05/1989	89/3835	28/02/1990
		Turchia	SI	SI	28444/89	26/05/1989	25630	03/05/1993
		Cina	SI	-	200410059042.9	29/07/2004	-	-
		Ucraina	SI	-	20041108997	03/11/2004	-	-
		Venezuela	SI	-	1939-04	11/11/2004	-	-
2	TUFFANTE SLIM B.2							
	<i>priorità</i>	Italia	SI	SI	MI96A 001243	19/06/1996	1284035	08/05/1998
		PCT - con estensione in:	SI	*****	PCT/IT97/00135	16/06/1997	*****	*****
		Australia	SI	SI	32726/97	16/06/1997	717406	06/07/2000
		Brasile	SI	SI	PI 9709860-4	18/12/1998	PI 9709860-4	03/04/2001
		Canada	SI	SI	2257486	08/12/1998	2.257.486	08/03/2005
		Cina	SI	SI	97195649,9	18/12/1998	74525	10/10/2001
		Giappone	SI	-	502638/98	23/03/1998		
		Corea S.	SI	SI	710342/98	17/12/1998	485404	18/04/2005
		Messico	SI	SI	990106	04/01/1999	210553	30/09/2002
		Russia	SI	SI	98123000	16/12/1998	2173608	20/09/2001
		USA	SI	SI	09/194687	01/12/1998	6.152.336	28/11/2000
		EUROPA con convalida in:	SI	SI	97928424,7	16/06/1997	925132	30/08/2000
		Austria		convalidato				
		Belgio		convalidato				
		Francia		convalidato				
		Germania		convalidato				
		Gran Bretagna		convalidato				
		Lussemburgo		convalidato				
		Olanda		convalidato				
		Spagna		convalidato				
		Svezia		convalidato				
		India	SI	-	1135/MAS/97	28/05/1997		
		Sud Africa	SI	SI	97/4619	27/05/1997	97/4619	25/03/1998
		Taiwan	SI	SI	86106306	12/05/1997	93097	23/06/1998
		Ucraina	SI	-	20041109000	03/11/2004		
		Venezuela	SI	-	1942-04	11/11/2004		



3	MOULD SYSTEM							
	<i>priorità</i>	Italia	SI	SI	MI96A 002336	12/11/1996	1287156	04/08/1998
		PCT - con estensione in:	SI	*****	PCT/IT97/00276	<u>12/11/1997</u>	*****	*****
		Australia	SI	SI	51338/98	14/04/1999	718124	20/07/2000
		Brasile	SI	SI	PI 97 13007-9	11/05/1999	PI 97 13007-9	11/06/2002
		Canada	SI	-	2269130	19/04/1999		
		Cina	SI	SI	97199628,8	11/05/1999	74522	10/10/2001
		Giappone	SI	-	10-522360	27/04/1999		
		Corea S.	SI	SI	10-1999-7004166	11/05/1999	539994	23/12/2005
		Messico	SI	SI	994353	11/05/1999	211338	12/11/2002
		Russia	SI	SI	99113037	10/06/1999	2195384	27/12/2002
		USA	SI	SI	09/293760	16/04/1999	6.125.916	03/10/2000
		EUROPA con convalida in:	SI	SI	97946036,7	24/05/1999	0946316	02/01/2002
		<i>Austria</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Belgio</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Francia</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Germania</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Gran Bretagna</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Lussemburgo</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Olanda</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Spagna</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Svezia</i>		<i>convalidato</i>				
		India	SI	SI	2062/CAL/97	03/11/1997	193068	10/12/2004
	Sud Africa	SI	SI	97/9675	28/10/1997	97/9675	28/07/1998	
	Ucraina	SI	-	20041108999	03/11/2004			
	Venezuela	SI	-	1940-04	11/11/2004			
4	LINGOTTIERA AR 18 A CONTATTO MIGLIORATO							
	<i>priorità</i>	Italia	SI	SI	MI97A 001875	04/08/1997	1293817	10/03/1999
		PCT - con estensione in:	SI	*****	PCT/IT98/00218	<u>29/07/1998</u>	*****	*****
		Australia	SI	SI	86459/98	19/01/2000	734176	20/09/2001
		Brasile	SI	SI	PI 9810979-0	22/02/2000	PI 9810979-0	01/03/2006
		Canada	SI	-	21296845	18/01/2000		
		Cina	SI	SI	98808003,6	04/02/2000	ZL 98808003.6	08/09/2004
		Giappone	SI	-	2000-507074	03/02/2000		
		Corea S.	SI	-	2000-7001121	01/02/2000		
		Messico	SI	SI	001227	03/02/2000	211342	12/11/2002
		Russia	SI	SI	2000-101874	25/01/2000	2205088	27/05/2003
		USA	SI	SI	09/498907	04/02/2000	6.390.177	21/05/2002
		EUROPA con convalida in:	SI	SI	98937769,2	04/02/2000	1011896	16/01/2002
		<i>Austria</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Belgio</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Francia</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Germania</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Gran Bretagna</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Lussemburgo</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Olanda</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Spagna</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Svezia</i>		<i>convalidato</i>				
		India	SI	SI	1295/CAL/98	24/07/1998		
	Sud Africa	SI	SI	98/6901	31/07/1998	98/6901	28/04/1999	
	Ucraina	SI	-	20041108998	03/11/2004			
	Venezuela	SI	-	1941-04	11/11/2004			



5	NASTRO SOTTILE ... <i>priorità</i>	PEZZI STAMPATI						
		Italia	SI	SI	MI98A 002116	01/10/1998	1302582	29/09/2000
		PCT - con estensione in:	SI	*****	PCT/IT99/00018	27/01/1999	*****	*****
		Canada	SI	-	2343945	13/03/2001		
		Cina	SI	SI	99811611,4	30/03/2001	ZL 99811611.4	14/04/2004
		Corea S.	SI	-	2001-7004167	31/05/2001		
		Messico	SI	SI	PA/A/2001/003379	30/03/2001	227671	06/05/2005
		USA	SI	SI	09/817.228	26/03/2001	6.511.557	28/01/2003
		Turchia	SI	SI	2001/00884	29/03/2001	TR 2001 00884B	22/04/2002
		Polonia	SI	SI	P 347167	29/03/2001	189761	13/01/2005
		EUROPA con convalida in:	SI	SI	99905169,1	27/01/1999	1117493	17/07/2002
		<i>Austria</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Belgio</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Francia</i>		<i>convalidato</i>				
<i>Germania</i>		<i>convalidato</i>						
<i>Gran Bretagna</i>		<i>convalidato</i>						
<i>Olanda</i>		<i>convalidato</i>						
<i>Spagna</i>		<i>convalidato</i>						
6	CREMONA BOX (ex-Demag) <i>priorità</i>	Germania	SI	SI	DE 4013582.9	24/04/1990	4013582,9	06/11/1991
		Italia	SI	SI	MI91A 000899	29/03/1991	1245612	29/09/1994
		USA	SI	SI	690708	24/04/1991	5131134	21/07/1992
Proprietà e Diritti di Sfruttamento: 100% Cav.Giovanni Arvedi								
1	HORIZONTAL COILER	PCT - con estensione in:	SI	*****	PCT/IT99/00082	07/04/1999	*****	*****
		EUROPA con convalida in:	SI	SI	99917048,3	23/01/2002	1196256	02/07/2003
		<i>Austria</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Belgio</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Francia</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Germania</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Gran Bretagna</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Italia</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Lussemburgo</i>		<i>convalidato</i>				
		<i>Svezia</i>		<i>convalidato</i>				
2	NASTRO ULTRASOTTILE (Tecnologia E.C.R.) <i>priorità</i>	Italia	SI	-	MI2002 A001996	19/09/2002		
		PCT (2ª domanda) -	SI	*****	PCT/IT03/00523	28/08/2003	*****	*****
		con estensione in:						
		Brasile	SI	-	PI 0307152.9	23/07/2004		
		Cina	SI	-	03803349.6	05/08/2004		
		Corea S.	SI	-	2004-7013876	04/09/2004		
		India	SI	-	2059/DELNP/2004	16/07/2004		
		Russia	SI	-	2004124250	09/08/2004		
		Ucraina	SI	-	20041108996	03/11/2004		
		USA	SI	-	10/501.663	15/07/2004		
		EUROPA verrà convalidato in:	SI	-	03797508.3	22/09/2004		
		<i>Austria</i>	-	-				
		<i>Belgio</i>	-	-				
		<i>Francia</i>	-	-				
		<i>Germania</i>	-	-				
		<i>Gran Bretagna</i>	-	-				
		<i>Italia</i>	-	-				
		<i>Spagna</i>	-	-				
		<i>Turchia</i>	-	-				
		Venezuela	SI	-	1937-04	11/11/2004		



3	CREMONA BOX 2 <i>priorità</i>	Italia	SI	-	MI2003 A001546	28/07/2003		
		PCT - con estensione in:	SI	*****	PCT/IT2004/000378	08/07/2004	*****	*****
		Brasile	SI	-	PI 0410596-6	23/11/2005		
		India	SI	-	6180/DELNP/2005	28/10/2005		
		Russia	SI	-	2006106177	27/02/2006		
		Turchia	-	-				
		Ucraina	SI	-	A 2005 09933	21/10/2005		
		USA	SI	-		25/10/2005		
		EUROPA da definire i Paesi in cui convalidarlo	SI	-	04745203.2	20/01/2006		
		Cina	SI	-	200410058678.1	28/07/2004		
		Venezuela	SI	-	1938-04	11/11/2004		
4	CREMONA BOX 3/due <i>priorità</i>	Linee + Endless						
		EUROPA da definire i Paesi in cui convalidarlo	SI	-	04425805.1	28/10/2004		
5	ACCIAIO AMS <i>priorità</i>	PCT - da definire i Paesi	SI	*****	PCT/IT2005/000613	21/10/2005	*****	*****
		EUROPA da definire i Paesi in cui convalidarlo	SI	-	04425878.8	24/11/2004		
6	ACCIAIO AMP <i>priorità</i>	PCT - da definire i Paesi	SI	*****	PCT/IT2006/000045	26/01/2006	*****	*****
		EUROPA da definire i Paesi in cui convalidarlo	SI	-	04425877.0	24/11/2004		
7	ACCIAIO AHS <i>priorità</i>	PCT - da definire i Paesi	SI	*****	PCT/IT2006/000046	26/01/2006	*****	*****
		EUROPA da definire i Paesi in cui convalidarlo	SI	-	04425879.6	24/11/2004		
8	ACCIAIO ATC <i>priorità</i>	PCT - da definire i Paesi	SI	*****	PCT/IT2006/000044	26/01/2006	*****	*****
		EUROPA da definire i Paesi in cui convalidarlo	SI	-	04425880.4	24/11/2004		
9	A.S.T. <i>priorità</i>	PCT - verrà esteso in :	SI	*****	PCT/ IB2005/000915	07/04/2005	*****	*****
		Algeria	-	-				
		Australia	-	-				
		Brasile	-	-				
		Canada	-	-				
		Cina	-	-				
		Corea Sud	-	-				
		Giappone	-	-				
		India	-	-				
		Marocco	-	-				
		Messico	-	-				
		Russia	-	-				
		Slovenia	-	-				
		Sud Africa	-	-				
		Ucraina	-	-				
		USA	-	-				
		EUROPA verrà convalidato in:	-	-				
		<i>Austria</i>	-	-				
		<i>Belgio</i>	-	-				
		<i>Bulgaria</i>	-	-				
		<i>Croazia</i>	-	-				
		<i>Francia</i>	-	-				



		Germania	-	-				
		Gran Bretagna	-	-				
		Grecia	-	-				
		Italia	-	-				
		Lettonia	-	-				
		Lituania	-	-				
		Lussemburgo	-	-				
		Olanda	-	-				
		Polonia	-	-				
		Portogallo	-	-				
		Repubblica CECA	-	-				
		Romania	-	-				
		Slovacchia	-	-				
		Spagna	-	-				
		Svezia	-	-				
		Turchia	-	-				
		Ungheria	-	-				
		Argentina	SI	-	P060101355	06/04/2006		
		Egitto	-	-				
		Nigeria	-	-				
		Thailandia	-	-				
		Venezuela	-	-				
10	A.S.T. per Prodotti Lunghi							
	<i>priorità</i>	PCT - da definire i Paesi	SI	*****	PCT/ IT2005/ 000413	19/07/2005	*****	*****
		Argentina	-	-				
		Egitto	-	-				
		Nigeria	-	-				
		Thailandia	-	-				
		Venezuela	-	-				
11	A.S.T. per Lamiere							
	<i>priorità</i>	PCT - da definire i Paesi	SI	*****	PCT/ IT2005/ 000413	19/07/2005	*****	*****
		Argentina	-	-				
		Egitto	-	-				
		Nigeria	-	-				
		Thailandia	-	-				
		Venezuela	-	-				
12	A.S.T. Batch							
	<i>priorità</i>	PCT - da definire i Paesi	SI	*****	PCT/ IT2005/ 000754	22/12/2005	*****	*****
13	Batch con omogeneizzazione							
	<i>priorità</i>	PCT - da definire i Paesi	SI	*****	PCT/ IT2005/ 000754	22/12/2005	*****	*****
Proprietà e Diritti di sfruttamento: 50% Cav.Giovanni Arvedi - 50% Vesuvius Crucible Company (USA)								
1	TUFFANTE B2-ECR							
	<i>priorità</i>	EUROPA da definire i Paesi in cui convalidarlo	SI	-	06425316.4	11/05/2006		